



Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen
der Technischen Universität München

Scherschneiden höchstfester Blechwerkstoffe im offenen Schnitt

Katrin Nothhaft

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: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. (i.R.) Dr.-Ing. Hartmut Hoffmann
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Michael Friedrich Zäh

Die Dissertation wurde am 11.09.2013 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 27.02.2014 angenommen.

Geleitwort

Die Kombination der ersten und der zweiten Verarbeitungsstufe stellt eine seltene Ausgangsposition für eine fachübergreifende Forschung in der deutschen Hochschullandschaft dar. Für die gestiegenen Anforderungen an Produkte und den verstärkten Kostendruck ist dieses Ineinandergreifen von Fertigungsverfahren ein idealer Nährboden für Forschungsaktivitäten, denn erst die gemeinsame Betrachtungsweise dieser beiden Verfahrensgebiete erlaubt Innovationen in vielen nachgeschalteten Bereichen der Industrie.

Vor allem Neuentwicklungen, aber auch die Weiterentwicklung bestehender Fertigungsverfahren, sollen im Umfeld eines härter werdenden Wettbewerbs dazu beitragen, die Position des Standortes Deutschland zu kräftigen. Das gegenseitige Befruchten von Theorie und Praxis durch die Zusammenarbeit von Hochschule und Industrie kann als Beitrag dafür angesehen werden.

Eine enge Anlehnung der Themen an die in der betrieblichen Praxis auftretenden Probleme als ein Bindeglied zwischen Grundlagenforschung und anwendungsorientierter Forschung liegt daher im Interesse dieser Berichte. Die einzelnen Arbeiten sind folglich als Bausteine zu betrachten, die einen entscheidenden Einfluss auf die Verbesserung bisheriger Technologien besitzen.

Neben den beiden großen fertigungstechnischen Schwerpunkten Urformtechnik und Umformtechnik, bei denen der isolierte Prozess im Mittelpunkt steht, gehört die gesamtheitliche Betrachtung der Verfahren mit naturwissenschaftlichen und planerischen Themen zum Inhalt der Arbeiten des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen.

Ergebnisse und Inhalte der Forschungsberichte sollen nicht als Einbahnstraße dem Wissenstransfer von Forschungsergebnissen in der Praxis dienen, sondern sie sollen neben der Basis für weiterführende Arbeiten auch als Diskussionsgrundlage für den Dialog zwischen Hochschule und Industrie angesehen werden.

Hartmut Hoffmann

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München.

Meinem Doktorvater, Herrn Univ.- Prof. (i.R.) Dr.-Ing. Hartmut Hoffmann, ehemaliger Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München, gilt mein Dank für das mir entgegengebrachte Vertrauen und die mir zugestandene Freiheit bei der Bearbeitung. Seine offene, menschliche Art motivierte mich auch in schwierigen Zeiten, meine Arbeit weiter voranzutreiben.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk, Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München, danke ich für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes und die fachliche Unterstützung während meiner Zeit am Lehrstuhl.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh, Ordinarius des Lehrstuhls für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München, danke ich für die Übernahme des Koreferats.

Allen Mitarbeitern und Studenten des Lehrstuhls, die zur Fertigstellung dieser Arbeit beigetragen haben, danke ich für die fruchtbaren Diskussionen und die tatkräftige Unterstützung. Allen voran seien hier Herr Dr.-Ing. Roland Golle, Herr Dipl.-Ing. David Jocham, Herr Dipl.-Ing. Michael Krinninger und Herr Dipl.-Ing. Christoph Köbler genannt.

Ganz besonderer Dank gilt meiner Familie und engen Freunden, die mir bedingungslos Rückhalt und Unterstützung gegeben haben und so entscheidend zum Gelingen der Arbeit beigetragen haben. Zudem möchte ich mich bei meinem Freund bedanken, dessen Beistand mir die nötige Energie zur Fertigstellung der Dissertation gegeben hat.

München, im August 2013

Katrin Nothhaft

Resümee

Beim mechanischen Scherschneiden höchstfester Blechwerkstoffe entstehen Belastungen in den Schneidwerkzeugen, die zu verstärktem Verschleiß und frühzeitigem Werkzeugversagen führen können. In der vorliegenden Arbeit werden diese Belastungen in Form von Prozessgrößen sowohl im Experiment als auch mit Hilfe der FE-Simulation in Abhängigkeit der Prozessparameter untersucht und Optimierungspotentiale für längere Werkzeugstandzeiten abgeleitet. In Dauerhubversuchen werden die Verschleiß- und Versagensmechanismen für verschiedene Werkzeugstähle analysiert. Durch die Kombination zweier Werkzeugkonzepte können die Auswirkungen des Verschleißes auf die Prozessparameter und Prozessgrößen erfasst werden.

Als wichtigste, den Verschleiß beeinflussende Prozessgröße wird die resultierende Querkraft, die zu Aufweitungen des Schneidspalts führt, identifiziert. Zur Kompensation ist eine ausreichende Werkzeugsteifigkeit nötig. Bei Werkzeugversagen in Form von Schneidkantenausbrüchen stellt sich als entscheidende Größe die maximale Vergleichsspannung in der Matrize heraus. Ihr Wert kann durch geometrische Veränderungen der Matrizenschneidkante gesenkt werden.

Der mechanische Bauteilbeschnitt höchstfester Blechwerkstoffe konnte durch die Wahl eines geeigneten Werkzeugkonzeptes auch für Blechdicken über 1 mm als wirtschaftliche Alternative zum häufig verwendeten, teureren Laserverfahren befähigt werden.

Executive Summary

Mechanical shear-cutting of ultrahigh-strength steel causes severe tool loads that can lead to increasing wear and early tool failure. Within this thesis tool loads, referred to as process factors, are investigated by experiment and by FE-simulation according to process parameters. Hence optimizing potentials are derived. By means of continuous testing wear and failure mechanisms are analyzed for different tool steels. The combination of two different tool concepts makes it possible to analyze the influence of wear on process parameters and process factors.

Resulting horizontal forces, which lead to enlargement of cutting clearance, are identified as most important process factor in respect to wear. High enough tool rigidity is necessary for their compensation. Maximum equivalent stresses in the die turn out to be the crucial process factor regarding tool failure caused by chipping. They can be reduced using optimized cutting edge geometry.

Mechanical shear-cutting of ultrahigh-strength steel could be qualified for sheet thicknesses greater than 1 mm. In case of adequate cutting tool concepts it can be an economic alternative for commonly used, more expensive laser procedure.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Verzeichnisse	V
1 Einleitung	1
2 Stand der Forschung.....	3
2.1 Verfahrenseinteilung nach DIN.....	3
2.2 Grundlagen zum Scherschneidprozess	4
2.2.1 Verfahrensablauf.....	4
2.2.2 Schnittflächenkenngößen	6
2.2.3 Prozesskräfte und -spannungen	8
2.2.4 Einfluss wichtiger Prozessparameter auf Schnittflächen, Prozesskräfte und -spannungen	11
2.2.5 Abgrenzung offener Schnitt.....	13
2.3 Verschleiß und Werkzeugversagen	15
2.3.1 Kontakt und Spannungszustand im Werkstoff	16
2.3.2 Verschleiß- und Versagensmechanismen.....	17
2.3.3 Verschleißformen und -messgrößen	22
2.3.4 Einflussgrößen auf Verschleiß- und Werkzeugversagen	23
2.3.5 Änderungen des Schneidvorgangs durch den Verschleiß	25
2.4 Schneidwerkzeugstähle	26
2.5 Scherschneiden im offenen Schnitt von hoch- und höchstfesten Blechwerkstoffen	28
3 Zielsetzung, Aufgabenfelder und Vorgehensweise.....	31
4 Versuchsanlagen und Messeinrichtungen	33
4.1 Versuchsanlagen	33
4.1.1 Hydraulische Presse	33
4.1.2 Mechanische Schnellläuferpressen.....	33
4.2 Messeinrichtungen.....	34

4.2.1	Zugdruckprüfmaschine.....	34
4.2.2	Profilmessgerät	35
4.2.3	Mikroskope.....	35
4.2.4	Härtemessgeräte.....	36
4.3	Simulations- und Konstruktionsprogramme	36
5	Versuchswerkstoffe.....	37
5.1	Werkzeugwerkstoffe	37
5.1.1	Chemische Zusammensetzung.....	37
5.1.2	Gefügeausprägung	37
5.1.3	Mechanische Kennwerte.....	39
5.2	Blechwerkstoffe	39
5.2.1	Chemische Zusammensetzung.....	41
5.2.2	Gefügeausprägung	41
5.2.3	Mechanische Kennwerte.....	43
6	Versuchswerkzeuge	44
6.1	Einzelhubwerkzeug zur Messung der Prozesskräfte und der Schneidspaltaufweitungen.....	44
6.1.1	Aufbau und Funktion	45
6.1.2	Prozessdatenerfassung	48
6.2	Dauerhubwerkzeuge zur Analyse des Schneidkantenverschleißes.....	50
6.2.1	Dauerhubwerkzeug 1	51
6.2.2	Dauerhubwerkzeug 2	52
6.3	Geometrische Änderungen an den Werkzeugen	54
7	Versuchsdurchführung	55
7.1	Versuchsplan.....	55
7.2	Einzelhub – praktischer Versuch	56
7.2.1	Parametervariation.....	56
7.2.1.1	Konstante Parameter.....	56
7.2.1.2	Schneidspalt.....	57

7.2.1.3 Fasenwinkel.....	58
7.2.2 Auswertung der Prozesskräfte und Schneidspaltaufweitungen.....	58
7.2.3 Auswertung der Schnittflächen.....	59
7.3 Einzelhub – FE-Simulation	59
7.3.1 Modellaufbau.....	60
7.3.2 Parametervariation und Auswertung der Prozessgrößen.....	63
7.4 Dauerhub.....	64
7.4.1 Parametervariation.....	64
7.4.2 Auswertung des Schneidkantenverschleißes, der Schnittflächenkenngrößen und der Prozesskräfte.....	65
8 Versuchsergebnisse.....	67
8.1 Validierung des Simulationsmodells	67
8.2 Charakterisierung des Scherschneidens mit offener Schnittlinie von pressgehärteten Blechen hinsichtlich Prozesskräften, Prozessspannungen und Schnittflächenentstehung.....	70
8.3 Wiederholgenauigkeit der Versuchsreihen	76
8.4 Einfluss der Prozessparameter und des Bleches auf die Prozessgrößen	77
8.4.1 Blechwerkstoff und –dicke	77
8.4.2 Schneidspalt.....	80
8.4.3 Fasenwinkel	85
8.4.4 Schneidkantenradius.....	93
8.4.5 Zusammenfassung Einfluss der Prozessparameter.....	96
8.5 Entstehung von Verschleiß und Auswirkungen auf die Prozessparameter in Abhängigkeit von Blech- und Werkzeugwerkstoff	98
8.5.1 Vergleich der Werkzeugwerkstoffe für den Beschnitt des Blechwerkstoffes Docol.....	98
8.5.2 Vergleich der Werkzeugwerkstoffe für den Beschnitt des Blechwerkstoffes Usibor.....	102
8.5.3 Einfluss des Blechwerkstoffes.....	106
8.6 Einfluss des Verschleißes auf die Prozessgrößen.....	109
8.7 Zusammenfassende Diskussion und Ableitung optimaler Parameter.....	116
8.7.1 Zusammenfassende Diskussion der Ergebnisse	116

8.7.2	Ableitung optimaler werkzeug- und werkstofftechnischer Parameter	117
9	Zusammenfassung und Ausblick.....	121
10	Verzeichnisse.....	124
10.1	Abbildungsverzeichnis	124
10.2	Tabellenverzeichnis	129
10.3	Literaturverzeichnis.....	131
10.4	Studienarbeiten.....	141
11	Anhang	142
11.1	Zusammenfassung der maximalen Prozesskräfte	142
11.2	Oberflächenrauheit der Blechwerkstoffe.....	145
11.3	Spannungsverteilung im Werkstoff	146
11.4	Schnittflächenkenngrößen	147

Verzeichnisse

Kurzzeichen

Zeichen	Einheit	Beschreibung der Größe
c	[-]	Bezogener Schneidwiderstand
c_d	[mm/s]	Schallgeschwindigkeit
d, e	[-]	Materialparameter
D	[-]	Schädigungsvariable
E	[MPa]	Elastizitätsmodul
F_N	[kN]	Normalkraft
F_{NH}	[kN]	Niederhalterkraft
F_R	[kN]	Reibkraft
F_S	[kN]	Resultierende Schneidkraft am Stempel
$F_{S'}$	[kN]	Resultierende Schneidkraft an der Matrize
F_X	[kN]	Resultierende Schneidkraft in X-Richtung
$F_{X,M}$	[kN]	Aus Biegemoment resultierende Schneidkraft in X-Richtung
$F_{X,\mu}$	[kN]	Aus Reibung an der Stempelstirnfläche resultierende Schneidkraft in X-Richtung
F_Z	[kN]	Resultierende Schneidkraft in Z-Richtung
F_{max}	[kN]	Maximalkraft
F_{Sim}	[kN]	Berechnete Kraft aus Simulation
F_{Ver}	[kN]	Gemessene Kraft aus Versuch
H	[MPa]	Härte des Grundkörpers
HV_0	-	Grundhärte nach Vickers
HV_1	-	Schnittflächenhärte nach Vickers
K	[-]	Systemspezifische Verschleißkonstante
k_f	[MPa]	Fließspannung
k_{f0}	[MPa]	Anfangsfließspannung
$k_{f\text{ Ludwik}}$	[MPa]	Fließspannung nach Ludwik
k_{fg}	[MPa]	Fließspannung bei Gleichmaßumformgrad
$k_{f\text{ Hockett-Sherby}}$	[MPa]	Fließspannung nach Hockett-Sherby

n, m	[-]	Verfestigungsexponenten
L	[mm]	Taststrecke
L_{min}	[mm]	Kleinste Elementlänge
l_s	[mm]	Schnittlinienlänge
p	[MPa]	Kontaktnormaldruck
p_0	[MPa]	Hertzsche Flächenpressung
R	[μ m]	Schneidkantenradius
R_a	[μ m]	Arithmetischer Mittelwert der Profildordinaten
R_m	[MPa]	Zugfestigkeit
R_{Mat}	[μ m]	Schneidkantenradius an der Matrize
R_{St}	[μ m]	Schneidkantenradius am Stempel
s	[mm]	Blechdicke
v_s	[mm/s]	Stempelgeschwindigkeit
w	[mm]	Reibweg
W	[mm ³]	Verschleißvolumen
X	[-]	Koordinatenachse parallel zur Blechlaufichtung
Y	[-]	Koordinatenachse senkrecht zur Blechlaufichtung in Blechebene
Z	[-]	Koordinatenachse senkrecht zur Blechebene
α	[°]	Fasenwinkel
β	[°]	Bruchflächenwinkel
ε	[-]	Kombinationsfaktor
η	[-]	Triaxialität
θ	[rad]	Lodewinkel
$\bar{\theta}$	[-]	Normierter Lodewinkel
μ	[-]	Reibkoeffizient
π	[-]	Kreiszahl
ρ	[kg/dm ³]	Dichte
ν	[-]	Querkontraktionszahl
σ_h	[MPa]	Hydrostatische Spannung
σ_V	[MPa]	Vergleichsspannung nach von Mises

τ	[MPa]	Scherspannung
φ_B	[-]	Umformgrad bei Bruch
φ_V	[-]	Vergleichsumformgrad

Abkürzungen

ESU	[-]	Elektroschlacke-Umschmelzverfahren
FEM	[-]	Finite-Elemente-Methode
HWS	[-]	High Wear Strength (Pulvermetallurgisch hergestellter Werkzeugstahl der Firma Rovalma S.A.)
MP	[-]	Messpunkt
Ssp	[mm,%]	Absoluter bzw. relativer Schneidspalt

1 Einleitung

Innovationen im Bereich des Stahlleichtbaus mit Feinblechen werden im Wesentlichen von der Automobilindustrie vorangetrieben. Ursache hierfür sind wirtschaftliche und politische Zwänge, die eine Reduktion des Kraftstoffverbrauches und der CO₂-Emissionen fordern. Die atmosphärische Konzentration des Treibhausgases CO₂ hat Einfluss auf die Erderwärmung. Etwa drei Viertel der anthropogenen CO₂-Emissionen beruhen auf der Verbrennung fossiler Kraftstoffe. [HOUG01] Im Kyoto Protokoll von 1997 verpflichtete sich die Europäische Union, den Ausstoß von Treibhausgasen zu senken. Darauf basierend entstanden Zielwerte für PKW-Neuzulassungen. Für das Jahr 2020 liegen diese bei 95 g CO₂/km [EU09]. Der durchschnittliche CO₂-Ausstoß aller PKW-Neuzulassungen in Deutschland betrug im Jahr 2011 jedoch 147 g/km und lag damit erheblich über dem geplanten Sollwert. Dies verdeutlicht, dass auch in Zukunft Maßnahmen zum Erreichen der Zielwerte zwingend erforderlich sein werden [UBA12]. Eine mögliche Maßnahme in diesem Kontext ist die Reduktion der Fahrzeugmasse durch konsequenten Leichtbau [UBA10]. Nach einer aktuellen Studie bewirkt eine Senkung der Fahrzeugmasse um 100 kg Kraftstoffeinsparungen von 0,3 bis 0,5 l/100 km und damit eine Minderung der CO₂-Emissionen von 8 – 11 g/km [LAKE11].

Neben Metallen wie Stahl, Magnesium, Aluminium und Titan haben auch Nicht-Metalle wie Kunststoffe, faserverstärkte Kunststoffe und Keramiken ihre Verwendung als industrielle Leichtbauwerkstoffe gefunden. Im Automobilbau ist und bleibt Stahl der wichtigste Leichtbauwerkstoff. Dies ergab eine Studie der Unternehmensberatung McKinsey & Company, wonach der Anteil an hochfesten Stahlsorten von heute 15 % auf 40 % im Jahr 2030 steigen wird [STAH12]. Das hohe Leichtbaupotential dieser Stähle ist gegeben, weil sie im Vergleich zu herkömmlichen Stählen bereits bei geringerer Blechdicke die geforderte Crashesicherheit gewährleisten.

Die höchsten Werkstofffestigkeiten umgeformter Bauteile reichen derzeit bis zu 1650 MPa und werden mit martensitischen Stählen erzielt. Ihr Einsatzgebiet sind crashrelevante Bereiche, wie z.B. B-Säule oder Schweller. Das Martensitgefüge entsteht durch schnelles Abschrecken des zuvor auf Austenitierungstemperatur

erwärmten Werkstoffes. Für eine komplette Martensitumwandlung sind hohe Abschreckraten nötig, die z.B. mit Wasser direkt am Coil realisiert werden können. Eine andere Möglichkeit bietet das Abschrecken des erwärmten Bauteils im gekühlten Umformwerkzeug. Die beim so genannten Presshärten bedingten geringeren Abkühlraten werden durch das Legierungselement Bor kompensiert.

Problematisch bei der Verarbeitung martensitischer Stähle ist der im Anschluss an die Umformung folgende Bauteilbeschnitt. Die für herkömmliche Blechwerkstoffe angewendete Technik des mechanischen Scherschneidens führt hier aufgrund der hohen Bauteilfestigkeiten zu extremen Belastungen in den Schneidwerkzeugen, die sich in hohen Schneidkräften und Prozessspannungen manifestieren. Starker Verschleiß und frühzeitiges Versagen der Werkzeugaktivelemente sind die Folge, woraus sich ein beachtlicher Kostenfaktor ergibt. Deshalb findet das Verfahren, trotz seiner sehr kurzen Taktzeiten, meist nur bei Blechdicken unter 1 mm Verwendung. Als häufigste Alternative kommt der Beschnitt mittels Laser zum Einsatz, da er eine hohe Flexibilität gewährleistet ohne zu verschleifen. Die Nachteile der Laseranwendung sind höhere Kosten, die aus einem erhöhten Zeitaufwand resultieren und die Wirtschaftlichkeit der gesamten Prozesskette einschränken. Erstrebenswert ist demnach das mechanische Scherschneidens höchstfester Bleche durch geometrische und werkstofftechnische Maßnahmen zu verbessern, um längere Werkzeugstandzeiten zu ermöglichen und den Prozess so auch für höhere Blechdicken für die Großserie zu qualifizieren. [KARB10, PAAR07, THYS12]

2 Stand der Forschung

2.1 Verfahrenseinteilung nach DIN

Als Untergruppe der trennenden Fertigungsverfahren wird Zerteilen als das mechanische Trennen von Werkstücken ohne Entstehen von formlosem Stoff, also als spanloses Trennen, bezeichnet [DIN8580]. Ein dem Zerteilen zugeordnetes Verfahren ist das in dieser Arbeit betrachtete Scherschneiden. Aufgrund der erreichbaren Schnittflächenqualitäten und der großen Teilespektren stellt es das wirtschaftlich bedeutendste Zerteilverfahren dar. Es ist definiert als das mechanische Zerteilen von Werkstücken zwischen zwei Schneiden, die sich aneinander vorbeibewegen. Seine wichtigste Untergruppe ist das einhubige Scherschneiden, das im Folgenden mit Scherschneiden bezeichnet wird. Eine weitere Unterteilung erfolgt nach der angestrebten Werkstückform bzw. nach dem verfolgten Zweck. Abbildung 2-1 beschreibt die wichtigsten und für diese Arbeit relevanten Verfahren.

Ausschneiden

Schneiden längs einer geschlossenen Schnittlinie zur Herstellung einer Außenform am Werkstück

Lochen

Schneiden längs einer geschlossenen Schnittlinie zur Herstellung einer Innenform am Werkstück

Beschneiden

Vollständiges Trennen von Rändern entlang einer offenen oder geschlossenen Schnittlinie

Abschneiden

Vollständiges Trennen eines Halbfertigteiles oder Fertigteiltes vom Rohteil oder Halbfertigteil längs einer offenen Schnittlinie

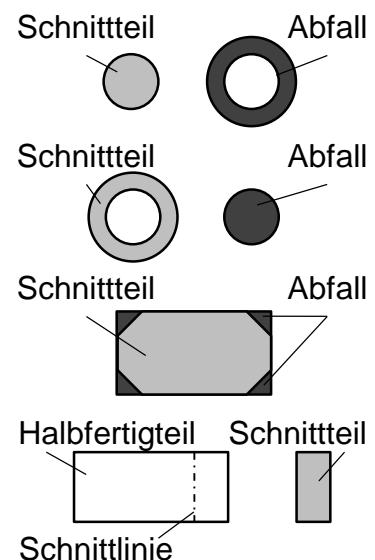


Abbildung 2-1: Definitionen Ausschneiden, Lochen, Be- und Abschneiden [DIN8588]

Eine andere Unterteilung der Scherschneidverfahren ist die Einteilung nach kinematischen Merkmalen (siehe Abbildung 2-2).

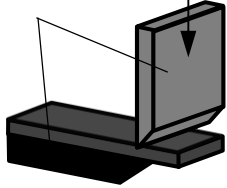
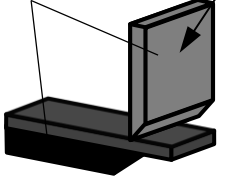
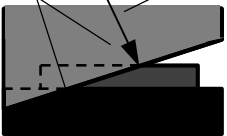
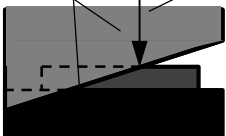
	Drückend Schneiden	Ziehend Schneiden
Vollkantig Schneiden	<p>Werkzeuge v_s</p> 	<p>Werkzeuge v_s</p> 
Kreuzend Schneiden	<p>Werkzeuge v_s</p> 	<p>Werkzeuge v_s</p> 

Abbildung 2-2: Unterteilung der Scherschneidverfahren nach kinematischen Merkmalen [DIN8588]

2.2 Grundlagen zum Scherschneidprozess

2.2.1 Verfahrensablauf

Die in der Definition des Scherschneidens erwähnten Schneiden werden im Folgenden als Stempel und Matrize bezeichnet. In der Praxis wird häufig zusätzlich ein Niederhalter verwendet. Er verhindert das Abheben des Blechs von der Matrize und kann als Abstreifer beim Stempelrückhub dienen. Zum Trennen des Werkstoffs ist ein Schneidspalt zwischen Stempel und Matrize erforderlich. Er ist nach [VDI2906] der gleichmäßige Abstand zwischen den Schneidkanten von eingetauchtem Stempel und Matrize. Zur besseren Vergleichbarkeit der Schneidspaltwerte beim Zerteilen unterschiedlicher Blechdicken wird der Schneidspalt als eine auf die Blechdicke s bezogene prozentuale Größe angegeben und relativer Schneidspalt genannt.

Der Ablauf des Scherschneidprozesses wird in der Regel in fünf Phasen, wie sie in Abbildung 2-3 dargestellt sind, unterteilt. In der Literatur werden diese Phasen fast ausnahmslos anhand des vollkantigen, drückenden Lochens beschrieben [HOFF12, HÖHR08, HOOG99, SCHU96, TOUS00]. Der Schneidprozess mit offener Schnittlinie

zeigt davon gewisse Abweichungen, die gesondert in Kapitel 2.2.5 betrachtet werden.

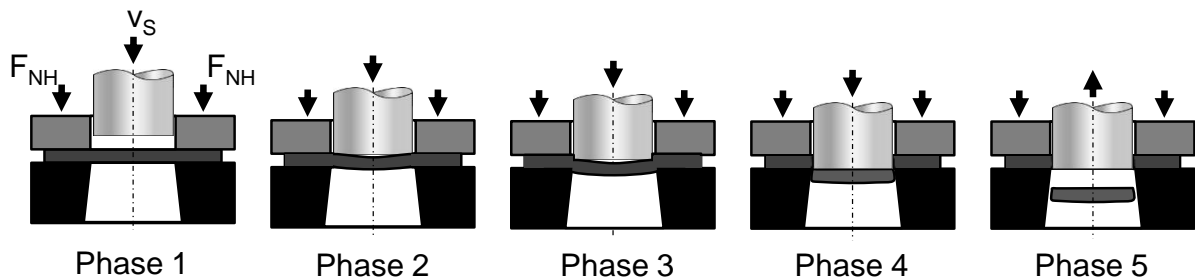


Abbildung 2-3: Phasen des Schneidvorgangs nach [HOFF12]

Phase 1: Aufsetzen von Niederhalter und Stempel auf der Blechoberfläche

Der Niederhalter drückt das Blech mit der Niederhalterkraft F_{NH} gegen die Matrize. Der Stempel bewegt sich auf das Blech zu und setzt auf der Blechoberfläche auf.

Phase 2: Elastische Werkstoffverformung

Sofort nach dem Aufsetzen des Stempels folgt die elastische Verformung des Bleches. Durch das resultierende Biegemoment in der Blechebene tangential zur Schneidkante erfährt das Blech eine Biegung. Die Folge ist eine Begrenzung des Kontaktbereiches zwischen Blech und Stirnfläche des Stempels auf eine stark belastete ringförmige Zone. Der Niederhalter verhindert die Durchbiegung des Bleches außerhalb der Schnittlinie.

Phase 3: Plastische Werkstoffverformung

Mit weiterem Eintauchen des Stempels in den Blechwerkstoff, nehmen die Druckkraft des Stempels und die Reaktionskraft der Matrize zu. Sie bringen im Bereich der Schneidkanten wachsende Spannungen in die Scherzone des Bleches ein. Befinden sich diese Spannungen auf dem Niveau der Schubfließgrenze des Werkstoffs, tritt plastische Formänderung ein und der Werkstoff beginnt innerhalb der Scherzone in Richtung der Stempelbewegung zu fließen.

Phase 4: Rissbildung und Werkstofftrennung

Sobald die induzierte Schubspannung die werkstoffabhängige Schubbruchgrenze erreicht, kommt es zu Mikrorissen in der Scherzone. Diese wachsen und vereinen sich mit benachbarten Mikrorissen. Bei richtiger Parameterwahl laufen die Risse, ausgehend von Stempel- und Matrzenschneidkante, aufeinander zu und führen zu einem vollständigen Trennen des Werkstoffes. Nach [TIMM57] wird der Riss meist an der Matrzenschneidkante initiiert, da sich an der Blechunterseite die Spannungen aus der Werkstoffstreckung und der Blechdurchbiegung aufsummieren. Die Gesamtbeanspruchung an der dem Stempel zugewandten Blechoberseite ist geringer, da dort die Zugspannungen aus der Werkstoffstreckung durch die Druckbeanspruchung des Stempels teilweise kompensiert werden. Da dem Bruch eine plastische Deformation vorausgeht, handelt es sich um einen Gleitbruch. Seine Bruchfläche kennzeichnet eine wabenförmige Struktur. Sie besteht aus Vertiefungen, an denen der Werkstoff als erstes versagt und dazwischenliegenden Stegen, die zuletzt abscheren. Duktilere Werkstoffe mit weniger Störstellen bilden größere, tiefe Waben aus, sprödere Werkstoffe mit mehr Störstellen dagegen kleinere, flache Waben. [VERE96]

Phase 5: Rückfederung und Stempelrückzug

Nach der Werkstofftrennung werden die im Blech gespeicherten, elastischen Spannungen freigesetzt. Sie führen zu einer Rückfederung des Werkstoffs im Bereich der Schnittfläche. Während des Rückzugs kann es daher zu hohen Kontaktnormaldrücken zwischen Stempelmantelfläche und dem unter dem Niederhalter geklemmten Blech kommen.

2.2.2 Schnittflächenkenngrößen

Jedes schergeschnittene Bauteil weist eine charakteristische Schnittfläche auf, deren Kenngrößen nach [VDI2906] festgelegt und in Abbildung 2-4 gezeigt sind. Sie bilden sich in der dritten und vierten Phase des Schneidvorgangs aus. Kanteneinzug entsteht während der dritten Phase durch Nachfließen des Blechwerkstoffes in den Schneidspalt. Mit zunehmendem Schneidweg geht der Kanteneinzug in eine glatte

Scherfläche, den Glattschnitt, über. Mit der Bruchinizierung in Phase 4 beginnt die Ausbildung der Bruchfläche. Sie ist um den Bruchflächenwinkel zur Blechebene geneigt. Am Ende jedes schergeschnittenen Bauteils befindet sich der Schnittgrat, der sich während des Fließens in der dritten Phase ausbildet. Zusätzlich zu den geometrischen Schnittflächenmerkmalen ist im Bereich der beeinflussten Randzone eine Härtesteigerung aufgrund von Kaltverfestigung zu beobachten [HOFF12].

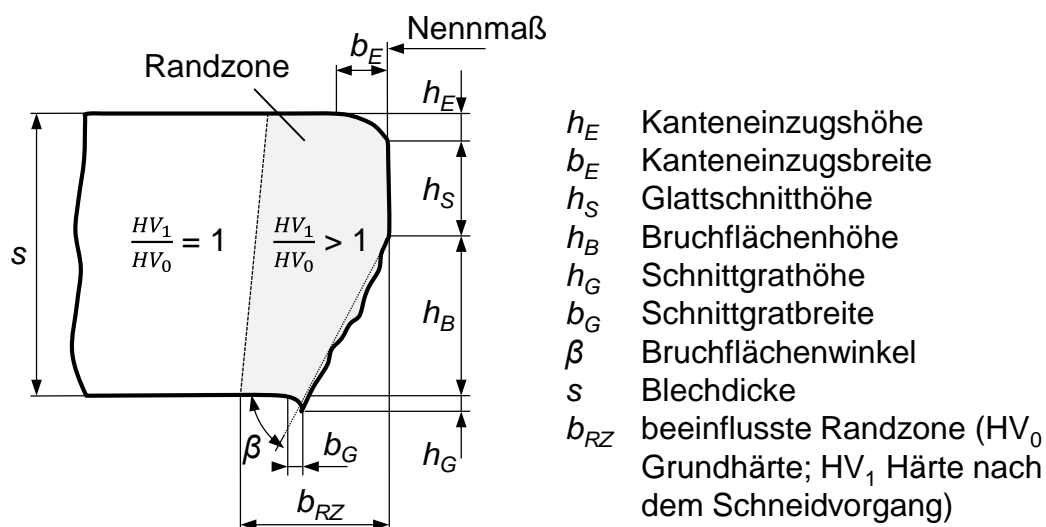


Abbildung 2-4: Schnittflächenkenngrößen [VDI2906]

Die Bedeutung der einzelnen Schnittflächenkenngrößen für die Schnittflächenqualität hängt vom Einsatzgebiet des geschnittenen Werkstücks ab. Wenn die Schnittfläche keine Funktionsfläche darstellt, steht die Prozesssicherheit und damit eine geringe Schnittgrathöhe im Vordergrund. Sie darf einen firmeninternen Grenzwert nicht überschreiten, da sonst das Verletzungsrisiko für den Werker zu hoch ist und die Korrosionsanfälligkeit des Bauteils zunehmen kann. Für die in dieser Arbeit durchgeführten Versuche wurde ein Grenzwert von 0,3 mm verwendet. Er stellte das Nachschleifkriterium des beteiligten Projektpartners dar. Der Einfachheit halber wird im Folgenden der Ausdruck Schnittgrat durch Grat ersetzt.

2.2.3 Prozesskräfte und -spannungen

Prozesskräfte

Die für den Trennvorgang benötigte Schneidkraft F_S erzeugt eine ihr entgegen wirkende Reaktionskraft $F_{S'}$ an der Matrize. Abbildung 2-5 zeigt die Zerlegung beider Kräfte in ihre horizontalen, F_X , $F_{X'}$ und vertikalen F_Z , $F_{Z'}$ Komponenten. Die Vertikalkräfte wirken am schneidspaltabhängigen Hebel L und erzeugen dadurch ein Moment, das zur Durchbiegung des Bleches unterhalb des Stempels führt. Beim Schneiden mit geschlossener Schnittlinie heben sich die Horizontalkräfte auf. Mit fortschreitender Stempelbewegung entstehen an den Stirn- und Mantelflächen der Aktivelemente die Reibkräfte μF_X , $\mu F_{X'}$, μF_Z und $\mu F_{Z'}$.

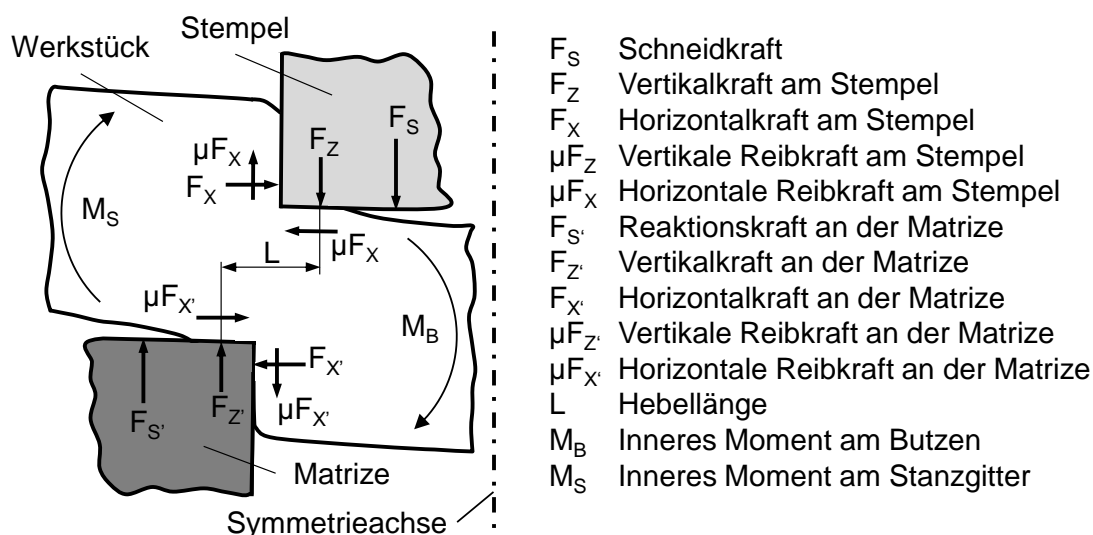


Abbildung 2-5: Zerlegung der Schneidkraft in horizontal und vertikal wirkende Kräfte [ROMA79]

Die Schneidkraft weist einen charakteristischen Verlauf auf, der in Abbildung 2-6 dargestellt ist. Er kann nach [HÖHR08] den fünf Phasen des Scherschneidprozesses zugeordnet werden:

In Phase 1 wird der Stempel beim Aufsetzen auf das Blech mit einer Kraft beaufschlagt. Mit der elastischen Verformung in Phase 2 steigt diese Kraft analog zur Hookeschen Gerade mit der Stempelbewegung an. Während der plastischen

Werkstoffverformung in Phase 3 hat die Kraftkurve bis zu ihrem Maximum eine degressive Steigung und fällt danach wieder ab. Dies ist auf zwei Effekte zurückzuführen. Zum einen steigt die Schneidkraft aufgrund der zunehmenden Kaltverfestigung im Werkstoff an. Dieser Effekt dominiert bis zum Erreichen des Schneidkraftmaximums $F_{S \max}$. Danach nimmt sie, infolge des immer kleiner werdenden Restquerschnitts, ab. [SPUR85] Nach der Entstehung von Mikrorissen kommt es in Phase 4 zum steilen Kraftabfall, der auf das schlagartige Durchbrechen des Werkstoffes zurückzuführen ist. Kommt es zur Ausbildung von Sekundärglattschnitt (siehe Kapitel 2.2.4 Schneidspalt), kann die Kurve in Phase 4 auch den gepunkteten Verlauf aufweisen. Der Werkstoffbruch führt zum plötzlichen Entspannen des elastisch gestauchten Werkzeug-Press-Systems, dem sogenannten Schnittschlag, und verursacht die dargestellten Schwingungen. [SCHU05]

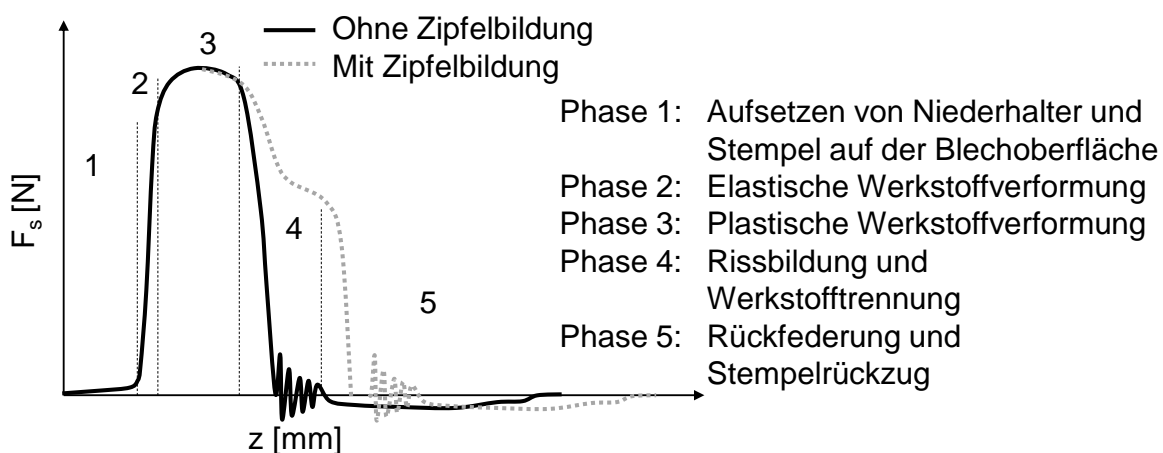


Abbildung 2-6: Verlauf der Schneidkraft über dem Stempelweg [FUGG84, SCHU90]

Die maximale Schneidkraft $F_{S \max}$ wird in der Praxis mit Hilfe folgender Formel berechnet [DOEG99]:

$$F_{S \max} = l_s \cdot s \cdot R_m \cdot c \quad \text{Formel 2-1}$$

Darin bedeuten:

- l_s Schnittlinienlänge [mm]
- s Ausgangsblechdicke [mm]

R_m	Zugfestigkeit [N/mm ²]
c	bezogener Schneidwiderstand [-]

Der bezogene Schneidwiderstand c ist ein empirisch ermittelter Wert. Nach [LANG90] kann für ihn zur überschlägigen Rechnung 0,8 verwendet werden. Zur genaueren Bestimmung des Schneidkraftmaximums werden Werte zwischen 0,6 und 0,9 verwendet. Ein niedriger bezogener Schneidwiderstand c spiegelt sprödere Werkstoffe mit hoher Zugfestigkeit wider, während für duktilere Werkstoffe mit niedriger Zugfestigkeit der bezogene Schneidwiderstand höhere Werte aufweist. [HELL06] Weitere Einflussfaktoren sind Schneidspalt, Schnittlinienform, Blechdicke, Schneidkantengeometrie und Schmierung [SPUR85].

Prozessspannungen

Die im Prozess wirkenden Kräfte induzieren sowohl im Blech als auch in den Werkzeugaktivelementen Spannungen, die mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode berechnet werden können. Als Prozessspannungen werden in dieser Arbeit im Folgenden immer die Spannungen in den Aktivelementen bezeichnet. Über ihren Verlauf und ihre Höhe ist bisher nur wenig bekannt, da die Aktivelemente meist als Starrkörper modelliert werden. Zum Aufzeigen der während des Prozesses entstehenden Spannungen ist eine elastische Modellierung der Aktivelemente notwendig, die die Komplexität der Simulation deutlich erhöht. Nach [PICA10a] konzentrieren sich die Spannungsspitzen in einem Radius von 600 μm um die Schneidkante des Stempels. Sie erreichen Werte von mehr als 2500 MPa für den Beschnitt von pressgehärtetem Mangan Bor Stahl mit einer Dicke von 2 mm [PICA08]. In [KLOC01] wurde eine maximale Vergleichsspannung von 2326 MPa im Stempel beim Feinschneiden von 7,5 mm dicken 42CrMo4 mit einer Zugfestigkeit von 1110 MPa berechnet. Der Großteil der Prozessspannungen wird über die Stirnfläche ins Aktivelement eingeleitet, da hier der Kraftfluss zwischen Werkzeug und Blech am größten ist. Die Spannungskomponenten in Richtung der Stempelbewegung sind immer größer als die Komponenten senkrecht dazu. [PANI12]

2.2.4 Einfluss wichtiger Prozessparameter auf Schnittflächen, Prozesskräfte und -spannungen

In der Literatur wurden die Auswirkungen diverser Prozessparameter auf den Scherschneidprozess untersucht. Auch hier konzentriert sich die bisherige Forschung hauptsächlich auf das Lochen und Ausschneiden. Vereinzelt Untersuchungen zum Schneiden mit offener Schnittlinie fasst Kapitel 2.2.5 zusammen.

Schneidspalt

Die Größe des Schneidspalts beeinflusst die resultierenden Schnittflächenkenngrößen, die Prozesskräfte und -spannungen sowie den Verschleiß (siehe Kapitel 2.3 Verschleiß und Werkzeugversagen). Grundsätzlich gilt, je fester der zu schneidende Werkstoff und je größer die Blechdicke, desto größer ist auch der optimale, relative Schneidspalt [ROMA59]. Dieser liegt im Bereich von 3 % bis 14 % [VDI3368, NEUM79, INTE06, UDDE05]. Bei einem kleinen relativen Schneidspalt wird in der Literatur übereinstimmend von einer Zunahme des Glattschnittanteils und der Schnittflächenqualität im Sinne eines möglichst kleinen Grades und von großen Bruchflächenwinkeln berichtet [HÖRM08, MAED68, NEUM79, ROMA59, TAUP96]. Die Erhöhung des Glattschnittanteils begründete [HÖHR08] mit einer Verschiebung des hydrostatischen Spannungszustandes hin zu höheren Druckspannungen, die dem Rissfortschritt entgegen wirken. Einhergehend mit einem größeren Glattschnittanteil stellt unter anderem [JAHN70] eine geringfügige Zunahme der maximalen Schneidkraft fest. Große Schneidspalte dagegen führen zu schrägen, inhomogenen Bruchflächen mit kleinem Bruchflächenwinkel. Der Schneidspalt ist dann optimal, wenn bei minimaler Schneidkraft noch eine ausreichende Schnittflächenqualität gewährleistet ist. Wird der Schneidspalt zu klein gewählt, so laufen die von den Schneidkanten ausgehenden Risse aneinander vorbei und hinterlassen einen schmalen Steg, der erneut geschert wird. Es entstehen mehrere Bruchflächen, die von schmalen Sekundärglattschnittzonen unterbrochen sind. Dieser Vorgang wird auch Zipfelbildung genannt. Er äußert sich im Schneidkraftverlauf durch einen oder mehrere Wendepunkte, wie sie bereits in Abbildung 2-6 zu sehen waren. [LANG90, KÖNI95]

Den Einfluss des Schneidspalts auf die Prozessspannungen im Stempel beim Lochen beschreibt [PICA10a]. Sie nehmen mit größer werdendem Schneidspalt leicht zu.

Schneidkantenradius

Bei der Verarbeitung konventioneller Blechwerkstoffe werden die Schneidkanten vor dem Einsatz im Schneidwerkzeug in der Regel scharfkantig geschliffen und danach gebrochen. Dadurch ergibt sich ein mittlerer Radius zwischen 15 μm und 50 μm . Durch fortschreitenden Verschleiß kann sich der Radius kontinuierlich vergrößern. Die prozessbedingte Abstumpfung ist nach [UHLM03] immer auch mit einer Erhöhung des Schnittgrates verbunden. Der Stempelradius beeinflusst dabei den Grat am Schnittteil und der Matrizenradius den Grat am Blech, das zwischen Niederhalter und Matrize klemmt [TIMM56]. Nach [ERDM04] setzt die Rissinitiierung bei größer werdenden Schneidkantenradien später ein. Dies liegt in den zusätzlich induzierten Druckspannungen begründet, die den kritischen Zugspannungszustand, der zur Rissinitiierung führt, verzögern. Schärfere Schneidkanten führen nach [SO09a] zu Spannungsspitzen, die die Rissentstehung begünstigen. Demnach fällt der Anteil der Bruchfläche umso größer aus, je schärfer die Schneidkanten sind. Durch die Spannungsspitzen und die frühzeitige Rissinitiierung erfordern scharfe Schneidkanten geringere Schneidkräfte als abgerundete [OEHL93]. Allerdings induzieren sie nach [PICA10a] auch erhöhte Spannungskonzentrationen in den Werkzeugaktivelementen, die zu frühzeitigem Versagen führen können. Zum Erreichen eines erhöhten Glattschnittanteils oder auch zur Vermeidung von frühzeitigem Werkzeugversagen durch zu hohe Prozessspannungen werden Schneidkanten in der Praxis vor dem ersten Hub abgerundet oder auch facettiert [HOFF12].

Blechwerkstoff

Der Einfluss des Blechwerkstoffs auf die maximale Schneidkraft geht aus der Schneidkraftformel (siehe Formel 2.1) hervor: Bei Annahme eines konstanten Schneidwiderstands c besteht eine lineare Abhängigkeit zwischen Zugfestigkeit und

Schneidkraft. Dies bestätigen auch [EICK61] und [PFAF72] in ihren Untersuchungen. Bei der Ausbildung der Schnittfläche ist insbesondere die Verfestigung des Blechwerkstoffes von zentraler Bedeutung. Nach [CAMM86, DOEG77, FUGG84] weisen Werkstoffe mit hoher Verfestigungsneigung mehr Schnittgrat auf als solche mit niedriger Verfestigungsneigung. Glattschnitt- und Bruchfläche werden maßgeblich von Zugfestigkeit und Bruchdehnung des Blechwerkstoffes bestimmt. Bei spröden Werkstoffen mit hoher Zugfestigkeit und geringer Bruchdehnung erfolgt die Rissinitiierung früher als bei zähen Werkstoffen. Dies hat eine kleinere Glattschnittfläche und eine größere Bruchfläche zur Folge.

2.2.5 Abgrenzung offener Schnitt

[BUCH62] stellte schon früh fest, dass Ergebnisse des geschlossenen Lochprozesses nicht ohne weiteres auf das Abschneiden im offenen Schnitt übertragen werden können. Im Gegensatz zum geschlossenen Schnitt, wo die Rissbildung meist an der Matrzenschneidkante beginnt, findet die Rissinitiierung beim offenen Schnitt in der Regel an der Stempelschneidkante statt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass das Blech während des Schneidvorgangs nicht nach unten abgestützt ist, woraus eine erhöhte Biegung um eine Achse parallel zur Schnittlinie resultiert (siehe Abbildung 2-7). Daraus ergibt sich eine Spannungsüberlagerung aus der eigentlichen Werkstoffverformung mit zusätzlichen Biegezugspannungen an der Werkstückoberseite bzw. Biegedruckspannungen an der Unterseite. [HOOG99] bestätigt dies beim Beschnitt von Aluminiumblechen.

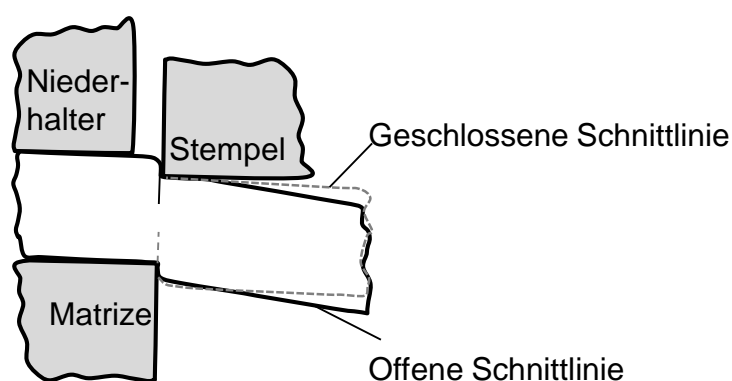


Abbildung 2-7: Blechdurchbiegung und Rissinitiierung für offene und geschlossene Schnittlinien

[KIEN63] forderte für den Abschneidprozess steifere Werkzeugkonstruktionen, da auf den einseitig belasteten Stempel seitliche Abdrängkräfte wirken, die bis zu 10 % der maximalen Schneidkraft erreichen können. Nach [LANG90] liegen diese Abdrängkräfte zwischen 2 % und 20 % der maximalen Schneidkraft. Hohe Abdrängkräfte in Kombination mit weniger steif ausgeführten Werkzeugkonstruktionen vergrößern den Schneidspalt während des Prozesses. Nach der Werkstofftrennung federt der Stempel wieder in Richtung seiner ursprünglichen horizontalen Lage zurück. Es besteht die Möglichkeit einer erneuten Scherung innerhalb der Bruchzone. Dies führt zu Schnittflächen mit Sekundärglattschnitt.

Danach wurden nur noch sehr wenige Untersuchungen zum Schneiden mit offener Schnittlinie veröffentlicht. [ERDM04] beschäftigte sich mit der Entstehung von Flitter beim offenen vollkantigen Schnitt von Aluminiumblechen. Dabei teilt er den Schneidprozess in fünf charakteristische Phasen ein, die durch unterschiedliche Spannungszustände im Blech gekennzeichnet sind.

[HOOG99] ermittelte Schnittflächenkenngrößen in Abhängigkeit des Schneidspalts für den offenen Schnitt von Aluminiumblechen. Dabei stellte er ein lineares Ansteigen der Kanteneinzugshöhe mit zunehmendem Schneidspalt fest. Zwei von vier untersuchten Legierungen zeigten zusätzlich eine deutliche Zunahme des Glattschnittanteils bei großem Schneidspalt (20 %) und eine leichte Zunahme des Glattschnittanteils bei sehr kleinen Schneidspalten (< 2,5 %). Die Grathöhe war unterhalb eines jeweiligen kritischen Schneidspalts konstant und nahm für größere Schneidspaltwerte stark zu.

[DOEG99] bestimmte Schneid- und Querkräfte beim Beschneiden von umgeformten Blechteilen mit nicht ebenen Flanschbereichen. Dazu verwendete er unterschiedlich geneigte Matrizenstirnflächen. Bei höherfesten Blechen und großen Neigungswinkeln stellte er, wie Abbildung 2-8 zeigt, Querkräfte fest, die sich in der Größenordnung der Schneidkräfte befinden. Diese führten zu Aufweitungen des eingestellten Schneidspalts von bis zu 300 % und zu einem deutlichen Gratanstieg. Erst durch eine Versteifung der Werkzeugkonstruktion konnte eine Abnahme der Gratbildung für große Neigungswinkel erzielt werden.

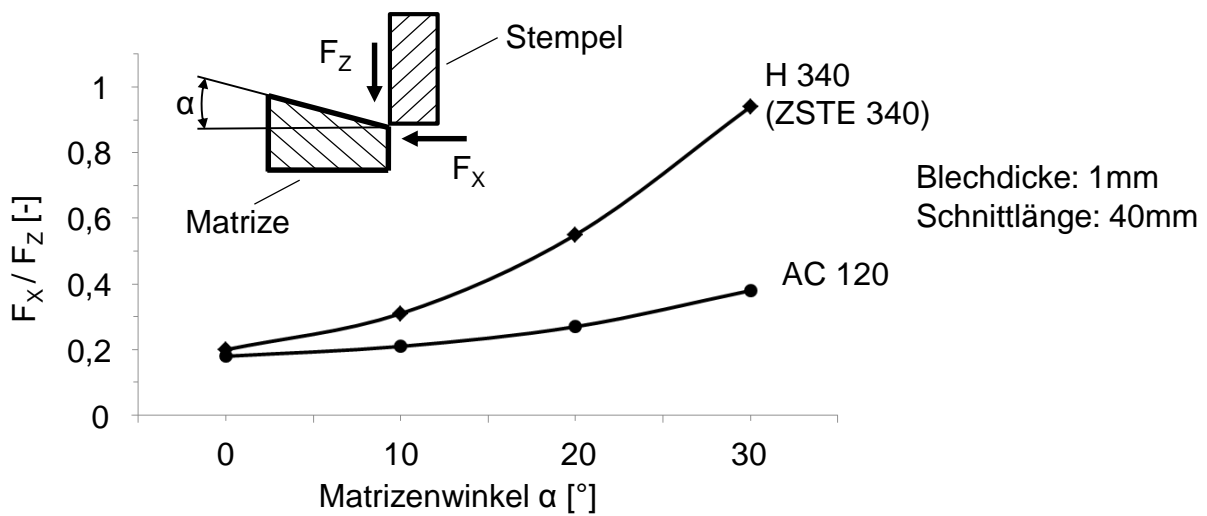


Abbildung 2-8: Verhältnis Querkraft zu Schneidkraft bei unterschiedlichen Matrizenwinkeln [DOEG99]

Auch [PANI12] beschäftigte sich mit der Schneidspaltaufweitung im offenen Schnitt. Er beschreibt eine Abhängigkeit der maximalen Schneidspaltaufweitung vom eingestellten relativen Schneidspalt für Werkstoffe mit hoher Bruchdehnung. Wobei sich der Schneidspalt bei größeren voreingestellten Werten mehr aufweitet.

2.3 Verschleiß und Werkzeugversagen

Die Belastungen während des Schneidvorgangs rufen an den Aktivelementen des Schneidwerkzeuges Verschleißerscheinungen hervor. Diese wirken sich auf den Schneidkraftbedarf und die Schnittflächenkenngößen aus und stellen somit nicht nur ein technisches, sondern auch ein wirtschaftliches Problem dar. Oberstes Ziel ist es demnach immer, den Werkzeugverschleiß so gering wie möglich zu halten. [TIMM56] Die Gesellschaft für Tribologie definiert Verschleiß als fortschreitenden Materialverlust aus der Oberfläche eines festen Körpers. Hervorgerufen wird dieser durch Kontakt und Relativbewegung mit einem festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörper. Dabei ist Verschleiß kein werkstoffspezifischer Kennwert, sondern wird vom tribologischen System und dem vorherrschenden Beanspruchungskollektiv bestimmt. Beim schmierstofffreien Scherschneiden bestehen die tribologischen Systeme aus dem jeweiligen Grundkörper, Stempel oder Matrize und aus einem

Gegenkörper, dem zu schneidenden Blech. Das Beanspruchungskollektiv setzt sich zusammen aus: Normalkraft, Geschwindigkeit, Temperatur und Beanspruchungsdauer. [GFT02]

2.3.1 Kontakt und Spannungszustand im Werkstoff

Die im Beanspruchungskollektiv enthaltene Normalkraft resultiert direkt aus den wirkenden Prozesskräften. Sie erzeugt in Abhängigkeit der Größe der geometrischen Berührfläche von Grund- und Gegenkörper eine Flächenpressung auf der Oberfläche der Reibpartner. Die Berührfläche ist dabei nicht die geometrische Kontaktfläche, sondern die Summe aller Mikrokontaktflächen, die sich aufgrund der Oberflächenrauheiten ergeben (siehe Abbildung 2-9). Die für den Verschleiß maßgebende Geschwindigkeit ist die Relativgeschwindigkeit zwischen den beiden Reibpartnern [CZIC03].

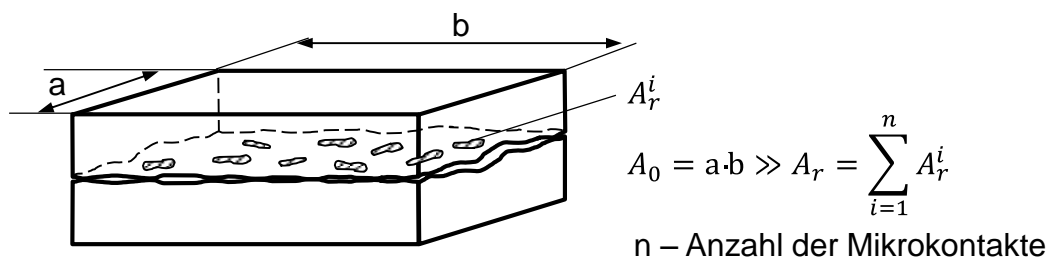


Abbildung 2-9: Geometrische (A_0) und reale (A_r) Kontaktfläche [CZIC03]

Die Kontaktvorgänge im tribologischen System beanspruchen die Kontaktpartner. Die Berechnung dieser Beanspruchung, der sogenannten „Werkstoffanstrengung“ basiert auf der Hertzschen Theorie [HERT81]. Mit ihr lässt sich die Druckverteilung im elastischen, reibungsfreien Kontakt zweier Körper ermitteln. Abbildung 2-10 zeigt die elliptische Druckverteilung am Beispiel eines Zylinder-Zylinder-Kontakts. Der Maximaldruck p_0 tritt in der Mitte der Kontaktfläche auf und wird „Hertzsche Flächenpressung“ genannt. Die Lösung dieses Kontaktproblems ergibt die Spannungsverteilungen im Inneren der Werkstoffe. Hier dargestellt ist die Verteilung der Vergleichsspannung (siehe Formel 2-3). Die Lage des Maximums hängt von der Größe der Kontaktfläche und der Druckhöhe ab. Sie befindet sich jedoch stets im

Werkstoffinneren. Wird die Reibung mit berücksichtigt, erhöht diese die Spannungen direkt am Bauteilrand. Ab einem Reibwert von 0,3 übersteigt die Randspannung den Wert der ursprünglichen Maximalspannung im Bauteilinneren, deren Lage und Betrag jedoch nicht vom Reibwert beeinflusst werden [BROS82]. Abbildung 11-4 im Anhang verdeutlicht diese Zusammenhänge.

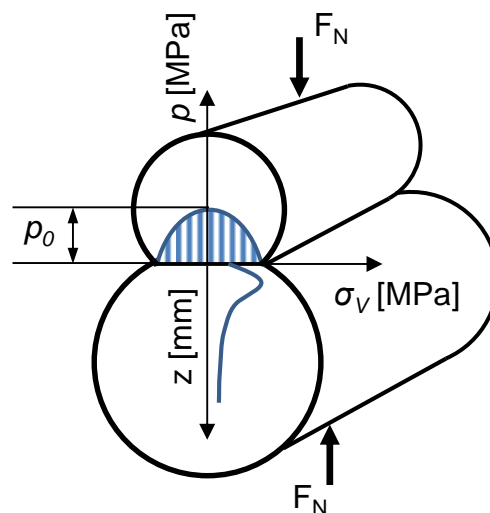


Abbildung 2-10: Skizze der Werkstoffanstrengung am Beispiel eines Zylinder-Zylinder-Kontakts

2.3.2 Verschleiß- und Versagensmechanismen

Je nach Beanspruchungskollektiv und Eigenschaften des tribologischen Systems treten verschiedene Mechanismen auf, die zum Werkzeugversagen führen können. Alle Mechanismen lösen im Kontaktbereich Elementarprozesse aus und führen so zu Stoff- und Formänderungen der Reibpartner [CZIC03]. Abbildung 2-11 zeigt schematisch die für diese Arbeit relevanten Verschleiß- und Versagensmechanismen an den Schneidkanten der Aktivelemente. Diese Mechanismen können alleine oder in Mischform auftreten [UDDE07]. Anhängen des Wortes „Verschleiß“ an den Mechanismus, beschreibt die auf dem Mechanismus beruhende Verschleißart [GFT02].

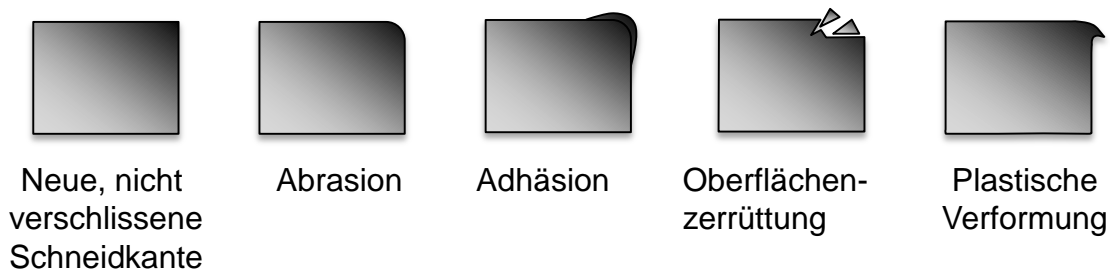


Abbildung 2-11: Verschleiß- und Versagensmechanismen an der Schneidkante beim Abschneiden [UDDE07]

Abrasion

Abrasier Verschleiß tritt auf, wenn Rauheitshügel eines Reibpartners oder freie, harte Partikel in die Oberfläche des anderen Partners eindringen und so während der Relativbewegung Material abtragen [SOSN05]. Er wird wesentlich vom Härte- und Rauheitsunterschied der Oberflächen der Reibpartner bestimmt. Nach [ARCH53] lässt sich das abrasive Verschleißvolumen mit folgender Formel beschreiben:

$$W = K \cdot \frac{F_N}{H} \cdot w \quad \text{Formel 2-2}$$

Darin bedeuten:

W	Verschleißvolumen [mm ³]
K	systemspezifischer Verschleißkoeffizient [-]
F_N	Normalkraft [N]
H	Härte des Grundkörpers [MPa]
w	Reibweg [mm]

Das Archardsche Verschleißmodell veranschaulicht einerseits, dass die erhöhten Normalkräfte beim Schneiden höher- und höchstfester Blechwerkstoffe zu verstärkter Abrasion führen. Andererseits weist die indirekte Proportionalität zur Härte H auf eine mögliche Verschleißreduktion durch härtere Aktivelemente hin.

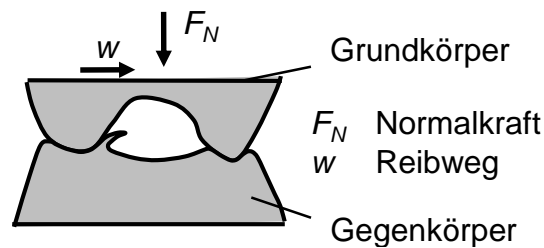


Abbildung 2-12: Einfaches Abrasionsmodell [CZIC03]

Adhäsion

Adhäsiver Verschleiß kann auftreten, wenn Oberflächendeckschichten an Oberflächenrauheitshügeln infolge hoher lokaler Flächenpressungen durchbrochen werden und lokale Grenzflächenbindungen entstehen [GEE82]. Es kommt zu einem Verschweißen der Reibpartner. Wenn die Adhäsionskräfte gegenüber den Kohäsionskräften überwiegen, werden die verschweißten Stellen im kohäsiv schwächer gebundenen Werkstoff infolge von Relativbewegungen wieder auseinandergerissen. Es entstehen schalenförmige Abplatzungen im kohäsiv schwächer gebundenen Werkstoff und Kaltaufschweißungen am kohäsiv stärker gebundenen Werkstoff [BUCK81]. Oft kommt es zum Ablösen der Kaltaufschweißungen von den Aktivelementen in Form von sogenannten Flittern. Die Neigung zum Verschweißen ist umso höher, je ähnlicher sich die Werkstoffe der Reibpartner sind und je höher deren Reibkoeffizient ist [RABI95].

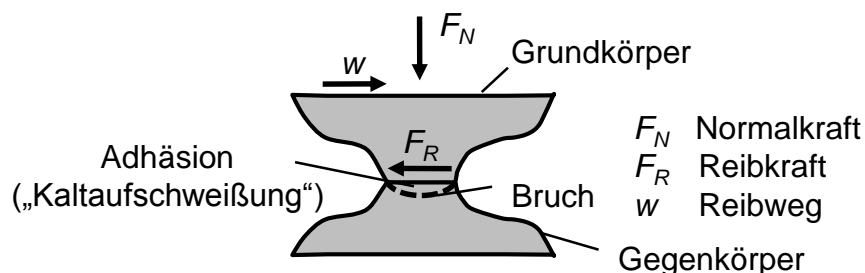


Abbildung 2-13: Einfaches Adhäsionsmodell [CZIC03]

Oberflächenzerrüttung

Oberflächenzerrüttung entsteht durch Überlagerung von Normal- und Tangentialkräften, die zyklisch auf die Mikrokontaktflächen der Reibpartner einwirken. Der ständige Wechsel von mehrachsigen Zug- und Druckspannungen in und unterhalb der

kontaktierenden Oberflächen kann zu Mikrorissen in Oberflächennähe führen. Das periodische Beanspruchungskollektiv verursacht eine Schadensakkumulation im Sinne der Werkstoffermüdung. Das heißt, die vorhandenen Mikrorisse wachsen und neue entstehen. Das Aufeinandertreffen solcher Risse führt schließlich zu Ausbrüchen an der Oberfläche [CZIC03]. Diese Verschleißart tritt besonders bei spröden Werkstoffen auf, die sowohl Rissentstehung als auch Rissfortschritt begünstigen. Nach [HALL75] ist der durch Oberflächenzerrüttung generierte Verschleiß in Anlehnung an das Archardsche Verschleißmodell ebenso direkt proportional zur wirkenden Normalkraft und dem Reibweg. Die herrschenden Spannungen können dabei unterhalb der Fließgrenze des Werkzeugwerkstoffes liegen.

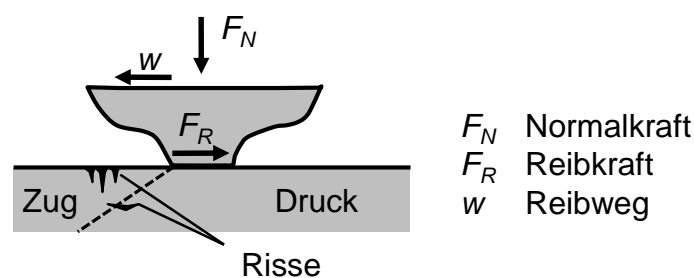


Abbildung 2-14: Einfaches Modell der Oberflächenzerrüttung [CZIC03]

Kommt es prozessbedingt zur Überschreitung der maximalen werkstoffabhängigen Zug- oder Druckfestigkeit kann Werkstoffversagen in Form von Bruch oder Ausbruch bereits durch einmalige, nicht zyklische Belastungen hervorgerufen werden [PANI12]. Zur Beurteilung dieser Versagensart werden sogenannte Festigkeitshypothesen verwendet. Sie ermöglichen das Berechnen von Vergleichsspannungen σ_V , die den mehrachsigen Spannungszustand auf den einachsigen Spannungszustand zurückführen. Die Versagensbeurteilung erfolgt durch Vergleichen der errechneten Vergleichsspannung mit der werkstoffabhängigen Zug- oder Druckfestigkeit. Zur Beurteilung der Prozessspannungen in dieser Arbeit wird die Gestaltänderungshypothese verwendet. Sie geht auf [HUBE04, MISE13, HENC24] zurück und beruht auf der Annahme, dass Versagen durch zu hohe plastische Verformungen erfolgt. Dabei wird die Vergleichsspannung, die auch als Vergleichsspannung nach von Mises bezeichnet wird, mit folgender Formel berechnet [GROS01, RIEG09]:

$$\sigma_V = \sqrt{3 \cdot J_2} \quad \text{mit } J_2 = 0,5 \cdot s_{ij} \cdot s_{ij} \quad \text{Formel 2-3}$$

Darin bedeuten:

- σ_V Vergleichsspannung nach von Mises [MPa]
- J_2 zweite Invariante des Spannungsdeviators [MPa]
- s_{ij} Spannungsdeviator nach Einsteinscher Summenkonvention [MPa]

Im Folgenden wird die Vergleichsspannung nach von Mises als Vergleichsspannung bezeichnet.

Plastische Deformation

Mit einer Kraftübertragung im Kontaktbereich zweier Reibpartner ist immer eine elastische und/oder plastische Formänderung verbunden. Ist der auf die Rauheitsspitzen wirkende Kontaktdruck höher als die lokale Härte des Materials, wird der Werkstoff dort irreversibel plastisch verformt [MENN08]. Beim Scherschneidprozess kann dies zu Verformungen im Bereich der Schneidkante führen (siehe Abbildung 2-11).

2.3.3 Verschleißformen und -messgrößen

An den Werkzeugaktivelementen können die für den Scherschneidprozess charakteristischen Verschleißformen Stirnflächen-, Mantelflächen- und Schneidkantenverschleiß auftreten. Zur Quantifizierung dieser Verschleißformen dienen Verschleißmessgrößen. Sie kennzeichnen die Änderung der Gestalt oder der Masse eines Körpers durch Verschleiß und können lineare, planimetrische, volumetrische oder massenmäßige Größen sein [GFT02]. Zur Beurteilung der Verschleißformen werden die in Abbildung 2-15 dargestellten Messgrößen herangezogen.

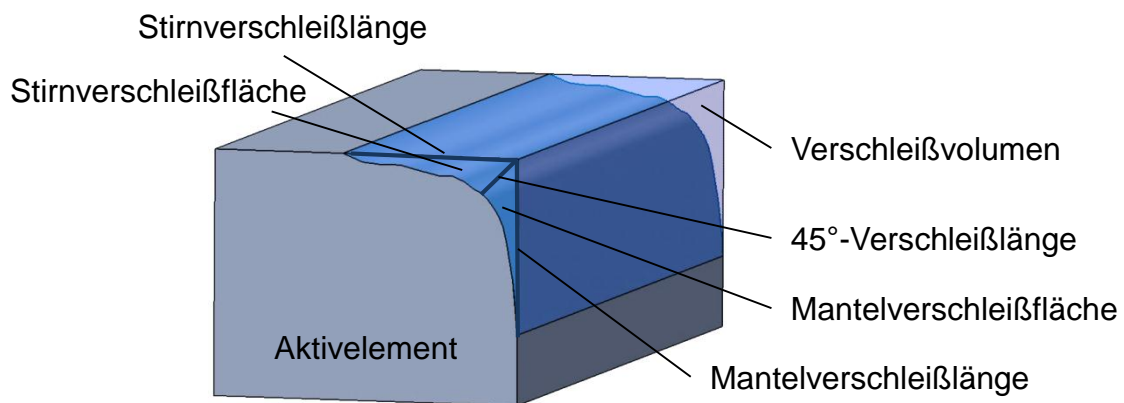


Abbildung 2-15: Verschleißmessgrößen am Schneidaktivelement

Die Ursache des Mantelverschleißes liegt in der Reibung zwischen Blech und Mantelfläche des Aktivelements während den Phasen 3 bis 5. Erhebliche Anteile des Mantelflächenverschleißes am Stempel entstehen dabei aufgrund der durch den Schnittschlag verursachten Schwingungen in Kombination mit der Flächenpressung zwischen Schnittteil und Stempelmantelfläche während des Stempelrückzugs [FUGG84, KLOO73]. An der Matrize verschleißt die Mantelfläche im geschlossenen Schnitt durch das Herausdrücken des Butzens. Im offenen Schnitt stellt [BUCH62] weniger Mantelflächenverschleiß an der Matrize fest, da der Abschnitt frei nach unten fallen kann und nicht durch den Matrizenkanal gedrückt werden muss. Nach [ERDM04] beschränkt sich dort die Reibschubbeanspruchung zwischen Matrize und Blechwerkstoff im Wesentlichen auf die Schneidkante und eine Reiblänge auf der Mantelfläche, die der Glattschnitthöhe des abgeschnittenen Teils entspricht. Zur Beurteilung des Mantelflächenverschleißes werden seine Länge und seine Fläche

herangezogen. Er stellt ein wichtiges Maß für Standzeit und Wirtschaftlichkeit dar, da beim Nachschleifen der Aktivelemente die gesamte Verschleißlänge arbeitsintensiv abgetragen werden muss [SCHÜ90].

Stirnflächenverschleiß entsteht nach [BUCH62] durch Gleiten des Blechwerkstoffes entlang der Werkzeugstirnflächen in Verbindung mit der dort vorherrschenden Flächenpressung. Die Relativbewegung begünstigt dabei den abrasiven und die Flächenpressung den adhäsiven Verschleiß [TOUS00]. Auch zur Beurteilung dieser Verschleißform werden seine Länge und seine Fläche herangezogen. Als Nachschliffkriterium spielt der Stirnflächenverschleiß eine untergeordnete Rolle [TOUS00].

Zur Quantifizierung des Schneidkantenverschleißes wird die Messgröße 45°-Verschleiß verwendet. Sie beschreibt den Abstand der unverschlissenen Schneidkante zur Oberfläche des verschlissenen Aktivelements in einem Winkel von 45° zu Stirn- und Mantelfläche. [TOUS00]

2.3.4 Einflussgrößen auf Verschleiß- und Werkzeugversagen

Schneidpresse

Wie unter 2.3.2 beschrieben, ist eine wichtige Ursache für die Entstehung von Mantelflächenverschleiß die aus dem Schnittschlag resultierende Schwingung im System Werkzeug-Pressen, die wesentlich von der verwendeten Presse abhängt. In mehreren Arbeiten wird auf die Verschleißminderung der eingesetzten Schneidwerkzeuge durch erhöhte Pressensteifigkeiten hingewiesen [BUCH62, CORN80, DOEG70, SEID65]. Demnach gilt es, hohe Pressensteifigkeiten zu gewährleisten und so dem eigentlichen Prozess überlagerte Relativbewegungen in horizontaler und vertikaler Richtung auf ein Minimum zu reduzieren. Konstruktive Maßnahmen hierfür sind geringe und konstante Eintauchtiefen, kleine Lagerspiele, massive biegesteife Pressenrahmen sowie optimal gestaltete Stößelführungen [DOEG70]. [DOEG77] beschreibt als notwendige Voraussetzung für die exakte Erfassung der werkstück- und werkzeugseitigen Einflüsse auf den Verschleiß in Schneidversuchen die weitest gehende Ausschaltung des Presseneinflusses. Nur so kann der eigentliche,

pressenunabhängige Schneidverschleiß in Abhängigkeit der Prozessparameter ermittelt werden.

Schneidwerkzeug

Ähnlich wie bei der Schneidpresse gelten auch für das verwendete Werkzeug die Forderungen nach einer hohen Steifigkeit, um Schwingungen und Verlagerungen auf ein Minimum zu reduzieren [HIRS09]. In Kapitel 2.2.4 wurden der Zusammenhang von Schneidspalt und Schneidkantenradius mit den resultierenden Prozesskräften und -spannungen sowie den Schnittflächenkenngößen aufgezeigt. Die Größen der optimalen Parameter variieren stark und hängen von Blechdicke und Blechwerkstoff ab. Ähnliches gilt für den Einfluss der Parameter auf den Verschleiß. [HÖGM02] vergleicht beim Lochen von martensitischem höchstfesten Stahl die Schneidspalte 6 %, 10 % und 14 % und stellt nach 200.000 Hüben ein deutliches Verschleißminimum bei 10 % und den maximalen Verschleiß bei 14 % fest. Als mögliche Begründung für den höchsten Verschleiß bei 14 % Schneidspalt nennt er höhere Spannungen im Stempel aufgrund des größeren Biegemoments. [FUGG84] stellte in seinen Untersuchungen keinen Einfluss des Schneidspalts auf die Verschleißentstehung fest und begründet dies damit, dass andere Parameter sowie die vorhandenen Versuchsvoraussetzungen eine viel wichtigere Rolle spielen. Ein zu klein gewählter Schneidkantenradius kann zu Werkzeugversagen durch Schneidkantenausbrüche führen (siehe Kapitel 2.2.4). Nach [NOTH12a] führt eine Fase von 7° am Schneidstempel zur Reduktion des Mantelflächenverschleißes am Stempel beim Abschneiden des Martensitphasenstahls Docol 1200M.

Eine erhebliche Auswirkung auf den Verschleiß hat der verwendete Werkzeugwerkstoff. Diese wird ausführlich im Kapitel 2.4 Schneidwerkzeugstähle erläutert.

Blechwerkstoff

Der Blechwerkstoff wirkt zum einen durch seine physikalischen und chemischen Eigenschaften und zum anderen durch seine Oberflächenbeschaffenheit auf den Schneidvorgang ein. Negativen Einfluss auf den Verschleiß haben dabei nach [BUCH62] ein hohes Formänderungsvermögen und eine hohe Festigkeit des

Blechwerkstoffs. Auch [HÖGM02] bestätigt dies in seinen Versuchen. Beim Schneiden von Elektroblechen wurde von mehreren Autoren der Siliziumgehalt als wichtiger Einflussfaktor auf den Verschleiß identifiziert [BUCH62, DURE74, NEUM79]. Hinsichtlich der Oberflächenbeschaffenheit führen eine hohe Oberflächenhärte und hohe Oberflächenrauheit, sowie freiliegende, nicht fest in die Matrix eingebettete Karbide, zu starkem Verschleiß [FUGG84].

Unterscheidet man zwischen Mantel- und Stirnflächenverschleiß, so zählen die chemische Zusammensetzung, das Formänderungsvermögen und die Blechdicke zu den wesentlichen Einflussgrößen auf den Mantelflächenverschleiß. Für den Stirnflächenverschleiß sind zusätzlich die Oberflächenbeschaffenheit, die Härte und die Festigkeit des Blechwerkstoffs von Bedeutung. [BUCH62, SCHM90]

2.3.5 Änderungen des Schneidvorgangs durch den Verschleiß

Verschleißerscheinungen jeglicher Art, Form und Größe haben Einfluss auf den Schneidvorgang.

Viele Autoren beschreiben eine Vergrößerung der Grathöhe beim offenen und geschlossenen Schnitt als unmittelbare Folge des Schneidkantenverschleißes [CHOI12, FUGG84, HIRS09, JAHN70, LANG90, NEUM79, SCHM90, SPUR85, TIMM57]. [FUGG84] begründet dies mit der Vergrößerung des Schneidspalts durch zunehmenden Mantelflächenverschleiß. Bei den Untersuchungen von [TIMM57] liegt die Ursache für die stärkere Ausbildung des Grates an den verschleißbedingten Abrundungen der Schneidkanten. Beide Ursachen können sich auch überlagern. In der Regel führen sie auch zu einer Vergrößerung von Kanteneinzug und Glattschnitt und damit zu einer Verkleinerung der Bruchfläche [FUGG84].

Für den Lochprozess nimmt die Schneidkraft nach [TIMM57] mit dem Verschleiß der Werkzeuge zu. Die Zunahme kann nach [OEHL93] bis zu 50 % betragen. [BUCH62] verglich die Schneidkräfte von neun verschiedenen Werkstoffen nach 100.000 Hüben miteinander. Sie lagen zwischen +40 % und -20 % der anfänglichen Schneidkraft. Ursache hierfür ist der gegenläufige Einfluss von Schneidkantenabrundung, der zu einem Kraftanstieg führt und Mantelflächenverschleiß, der zu einer

Schneidspaltvergrößerung und damit in der Regel zu einer Kraftreduzierung führt. Somit ist keine Verallgemeinerung möglich. [FUGG84] bestätigt dieses Phänomen für das Schneiden von Feinblechen. Auch bei seinen Untersuchungen hängt die Schneidkraft stark von Art und Größe des Verschleißes ab.

[LOIB03] konnte beim Lochen von 0,8 mm DC 04 Feinblechen bis zur maximalen Hubanzahl von 1,2 Millionen keinen Einfluss auf das Schneidkraftmaximum erkennen.

Beim Abschneiden von pressgehärteten 22MnB5-Blechen erwähnt [KRÖN10] eine erhebliche Reduktion der Schneidkraft aufgrund von Stirnflächenverschleiß.

2.4 Schneidwerkzeugstähle

In Schneidwerkzeugen, wie sie in dieser Arbeit Verwendung finden, werden zur Herstellung der Aktivelemente hauptsächlich Kaltarbeitsstähle eingesetzt. Diese sind in der aktuellen Norm für Werkzeugstähle [DIN4957] als unlegierte oder legierte Werkzeugstähle für Verwendungen mit Oberflächentemperaturen unter 200°C, definiert. Sie können über herkömmliche Schmelzverfahren mit anschließenden Veredelungsprozessen oder pulvermetallurgisch hergestellt werden. Die Anforderungen an Kaltarbeitsstähle für Schneidwerkzeuge ergeben sich aus einem möglichst geringen abrasiven und adhäsiven Verschleiß bei gleichzeitig geringer Ausbruchsneigung an den Schneidkanten. Somit muss in der Regel ein Kompromiss zwischen Verschleißwiderstand durch hohe Härte auf der einen und Ausbruchsvermeidung durch ausreichende Zähigkeit auf der anderen Seite gefunden werden. [DAHL93]

Abbildung 2-16 zeigt den Zielkonflikt von hoher Härte und hoher Zähigkeit bei herkömmlichen Kaltarbeitsstählen.

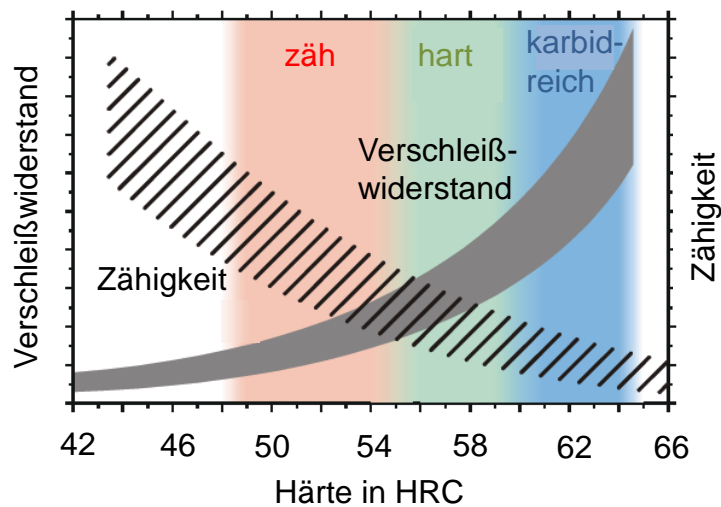


Abbildung 2-16: Eigenschaften herkömmlich hergestellter Kaltarbeitsstähle [KIRC09]

Die notwendige Härte wird durch eine harte Matrix in Kombination mit eingelagerten, harten Karbiden erreicht. Sie hängt im Wesentlichen von Anteil, Größe und Härte der Karbide ab. Mehr, größere und härtere Karbide wirken sich dabei härtesteigernd aus. Der Volumenanteil an Karbiden liegt bei Schneidwerkzeugstählen bei ca. 5 bis 25 %. Der Kohlenstoff-Massenanteil bei 0,5 bis 2 %. Der Kohlenstoffgehalt ist maßgeblich für die Härte verantwortlich, da er mit den Legierungselementen Karbide bildet. Ein weiterer wichtiger Bestandteil ist Chrom. Es bildet zusammen mit den Kohlenstoffatomen verschleißfeste Chromkarbide. Daher wird Chrom bis zu einem Massenanteil von 12 % zulegiert. Weitere gängige Legierungselemente sind Molybdän, Vanadium und Wolfram. Neben der Karbidbildung erhöhen diese die Einhärtungstiefe und schränken die Grobkornbildung ein. [OEHL93, MOEL08]

Die Zähigkeit eines Werkstoffes ist sein Widerstand gegen Rissausbreitung. [MOEL08] Sie hängt stark von der Homogenität des Gefüges ab. An Inhomogenitäten, wie z.B. Karbiden oder nichtmetallischen Einschlüssen, kommt es bei Belastungen zu Spannungsspitzen. Diese sind insbesondere bei wenigen, großen Inhomogenitäten sehr hoch und können dort zum Bruch des Karbids führen. Bei anhaltender Belastung verformt sich die karbid-umgebende, zähere Matrix plastisch. Nach Erschöpfung des Formänderungsvermögens breitet sich der Riss in die Matrix aus, was schließlich zum Versagen führen kann. Eine deutlich bessere Zähigkeit ist

durch möglichst feine, homogen verteilte Karbide möglich. [PICA10b] Dies kann zum einen mittels Pulvermetallurgie hergestelltem Werkzeugstahl, zum anderen auch mittels Elektro-Schlacke-Umschmelzverfahren (ESU) erreicht werden. ESU bezeichnet ein Verfahren, in dem gegossene Stahlblöcke erneut aufgeschmolzen und in einem heißen Schlackebad gereinigt werden. Anschließend erstarrt das Gefüge sehr langsam. Somit werden sehr homogene und reine Werkzeugwerkstoffe erzeugt. [ROOS08]

2.5 Scherschneiden im offenen Schnitt von hoch- und höchstfesten Blechwerkstoffen

Bisher gibt es keine allgemeine Definition der Festigkeitsklassen von Blechwerkstoffen. Nach [KLOC06] sind Stähle mit einer Zugfestigkeit über 500 MPa als hochfest und über 950 MPa als höchstfest einzuordnen. Beim mechanischen Beschnitt führen die hohen Festigkeiten zu starken Belastungen im Werkzeug und folglich zu erhöhtem Verschleiß und frühzeitigem Werkzeugversagen. Untersuchungen von [DOEGE99] und [MACK10] zeigten, dass vor allem mit einem erhöhten Querkraftniveau zu rechnen ist. [DOEGE99] stellte beim Abschneiden von H340 Querkräfte zwischen 18 % und 20 % der Schneidkraft fest. Die Folge waren Aufweitungen des Schneidspalts während des Schneidprozesses und ein deutlich vergrößerter Grat am Bauteil. Auch [MACK10] zeichnete die Prozesskräfte beim offenen Schnitt auf. Die Querkräfte beim Schneiden von TWIP Stahl betragen in seinen Versuchen ca. 50 % der Schneidkräfte. Für TRIP und DP Stähle lagen sie bei etwa 40 % der Schneidkräfte.

[So09b] beschreibt in seinen Untersuchungen einen sprunghaften Gratanstieg ab einem Schneidspalt von 22,5 % beim Abschneiden von pressgehärteten 22MnB5-Blechen der Dicke 1,75 mm. Mit kleiner werdendem Schneidspalt stellt er abnehmende Einzugs- und Glattschnitthöhen sowie eine Zunahme der maximalen Schneidkraft fest. Er zeigte, dass Schneidgeschwindigkeiten zwischen 10 mm/s und 100 mm/s keinen Einfluss auf die Ergebnisse haben.

Auch die Lebensdauer von Schneidmessern beim Scherschneiden höchstfester Bleche ist Gegenstand mehrerer Untersuchungen. Aufgrund der hohen Belastungen ist der im vorangehenden Kapitel beschriebene Kompromiss zwischen Härte und Zähigkeit des Werkzeugstahls hier von zentraler Bedeutung [UDDE05]. Bei [SO12] traten beim Abschneiden von 1,75 mm 22MnB5-Blech mit einer Zugfestigkeit von 1600 MPa bereits nach 2000 Hüben starker abrasiver Verschleiß und mehrere Ausbrüche auf, die zu einem Abbruch der Versuchsreihe führten. Grund hierfür sind der sehr klein gewählte Schneidkantenradius von 30 µm sowie der auf 63 HRC gehärtete Schneidstempel aus dem Werkzeugstahl 1.2379, der bei dieser Härte bereits sehr spröde ist und zu Ausbrüchen neigt.

In [LAUM10] wurden zwei verschiedene Härten eines pulvermetallurgisch hergestellten Werkzeugstahls beim Abschneiden von 1,9 mm 22MnB5-Blechen mit einer Zugfestigkeit von 1500 MPa verglichen. Der härtere Werkstoff (63-64 HRC) zeigte sich beständiger gegen abrasiven Verschleiß, wies jedoch nach 5000 Hüben an der gesamten Schneidkante Ausbrüche auf. Der weichere Werkstoff (59-60 HRC) hatte zwar eine bessere Bruchzähigkeit, war aber nach 5000 Hüben bereits sehr stark abrasiv verschliffen.

In [KRÖN10] wurde ein robustes, fein toleriertes Schneidwerkzeug für den Abschneidvorgang von pressgehärtetem Stahl vorgestellt. Mit einem auf 60 HRC gehärteten Werkzeugstahl (1.2379) wurden damit für den Beschnitt von pressgehärteten 1,8 mm dicken 22MnB5-Blechen 38.000 Hübe erreicht, bis erste Ausbrüche auftraten. Starker abrasiver Verschleiß war vorhanden. Die Teilequalität war jedoch, mit einer Grathöhe von unter 0,1 mm, noch im akzeptablen Bereich. Für einen mittels ESU-Verfahren hergestellten 8 %-igen Chromstahl konnten sogar 64.000 Gutteile produziert werden.

Zum Scherschneiden im offenen Schnitt von martensitischen und damit spröden Stählen wurde 2009 ein Verfahren patentiert, das durch eine Spannungsüberlagerung in der Scherzone eine frühzeitige Rissinitiierung herbeiführt. Durch eine definierte Vorbiegung des Werkstücks um einen bestimmten Winkel werden bereits vor dem eigentlichen Schneidvorgang Zugspannungen in die Blechoberseite

eingbracht, die dann während der Scherphase die Entstehung und Ausbreitung von Mikrorissen begünstigen [SCHU09]. [PANI12] konnte mit der Verwendung dieses Verfahrens beim Abschneiden des Werkstoffes HC 500X-IP in der FEM Simulation eine Reduktion der Vergleichsspannungen im Stempel um 31 % nachweisen. Jedoch war diese Spannungsreduktion verbunden mit einer Zunahme der Matrizen Spannung um 41 % und einer geringfügigen Zunahme der Schneidkraft.

Eine große Problematik beim Beschnitt von höher- und höchstfesten Blechen stellt der Schnittschlag dar. Die beim Bruch des Werkstoffs schlagartig freiwerdende Energie, die elastisch im Werkzeug-Maschine-Kraftfluss gespeichert ist, ist aufgrund der hohen Festigkeiten besonders hoch [HERO03]. Die resultierenden Schwingungen, die sich direkt auf den Schneidstempel übertragen, sind demnach auch größer als beim Beschnitt herkömmlicher Stahlgüten. Dies führt in Verbindung mit dem direkten Kontakt des Stempels zum beschnittenen Bauteil zu zusätzlichen Relativbewegungen und resultiert in einer verkürzten Werkzeug-Lebensdauer. Zur Reduktion des Schnittschlags werden in der Praxis hydraulische Schnittschlagdämpfer in die Schneidpressen integriert. [BENT07, SCHU05]

Aus den bisher in der Forschung durchgeführten Verschleißversuchen ergaben sich durchwegs geringe Werkzeugstandzeiten von deutlich unter 100.000 Hüben. Hieraus leitet sich die Notwendigkeit der genauen Analyse des Verfahrens ab, um so mögliche Maßnahmen zur Erhöhung der Werkzeugstandzeiten definieren zu können. Des Weiteren beschränken sich die vorhanden Forschungsarbeiten entweder auf Untersuchungen von Verschleißgrößen oder auf Untersuchungen von wirkenden Kräften. Eine kombinierte Analyse der beiden Prozessgrößen, wie sie in dieser Arbeit durchgeführt wurde, kann jedoch ein breiteres Untersuchungsspektrum und damit einen größeren Beitrag zum Prozessverständnis leisten.

3 Zielsetzung, Aufgabenfelder und Vorgehensweise

Wie aus vorangehendem Kapitel ersichtlich, befassen sich bisherige Untersuchungen zum Scherschneiden hauptsächlich mit dem Prozess des Lochens. Scherschneidverfahren mit offener Schnittlinie wurden meist nur am Rande oder gar nicht betrachtet, da sie für Bleche geringerer Festigkeiten ein relativ einfaches, versagensarmes Verfahren darstellen. Mit dem immer stärker verbreiteten Einsatz von höher- und höchstfesten Blechwerkstoffen kommt es aber auch beim offenen Scherschnitt zu hohen Belastungen der Schneidwerkzeuge. Aufgrund des asymmetrischen Prozesses wirken sich vor allem erhöhte Querkräfte negativ auf den Prozess aus, indem sie Schneidspaltaufweitungen im Werkzeug hervorrufen. Die Folgen der höheren Belastungen sind starker abrasiver und adhäsiver Verschleiß sowie eine zunehmende Ausbruchgefahr an den Schneidkanten.

Abbildung 3-1 zeigt den grundsätzlichen Wirkungskreislauf von Prozessparametern, Prozessgrößen und Verschleiß. „Kreislauf“ deshalb, weil sich mit zunehmendem Verschleiß naturgemäß auch die Prozessparameter und Prozessgrößen und damit auch das zeitliche Verschleißverhalten verändern.

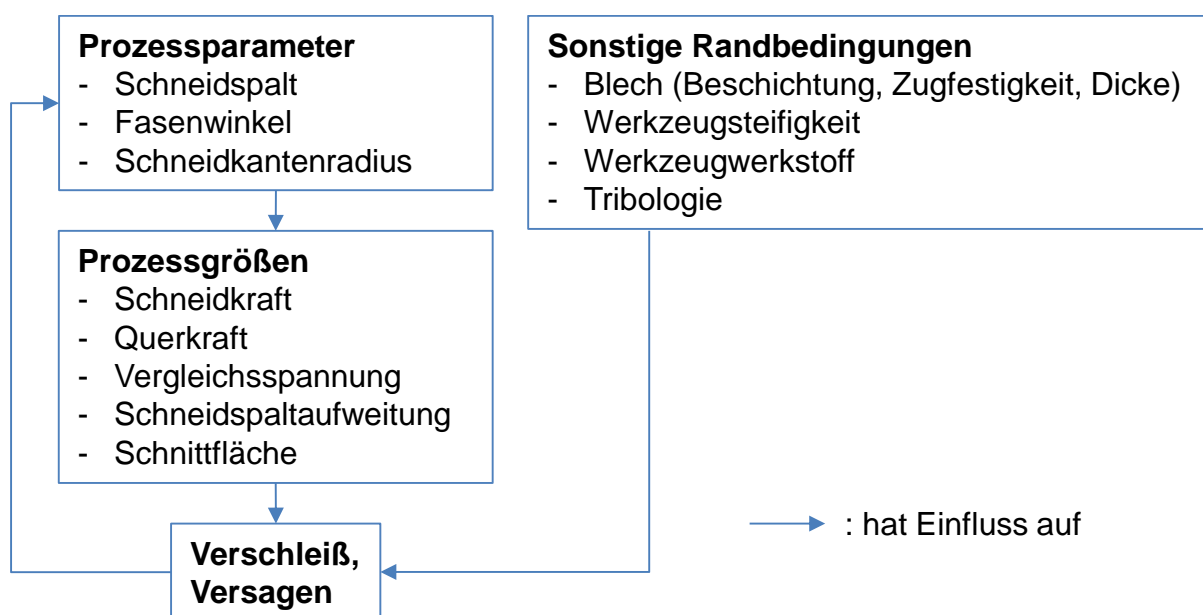


Abbildung 3-1: Wirkungskreislauf von Prozessparametern, Prozessgrößen und Verschleiß

Wie stark sich die einzelnen Parameter, insbesondere bei fortschreitendem Verschleiß, auf den Scherschneidprozess von höchstfesten Blechwerkstoffen im offenen Schnitt auswirken, wurde bisher noch nicht wissenschaftlich untersucht. Folglich gibt es diesbezüglich noch keine Veröffentlichungen, die den gesamten Wirkungskreislauf beleuchten und hinsichtlich möglicher Versagensursachen sowohl im Versuch als auch mit Hilfe der FEM analysieren.

Ziel dieser Arbeit ist es deshalb, das Scherschneiden mit offener Schnittlinie für höchstfeste Blechwerkstoffe zu analysieren und daraus Maßnahmen für Prozessparameter abzuleiten, die die Werkzeugstandzeiten verlängern.

Zunächst soll im Versuch der Einfluss der Prozessparameter Schneidspalt, Fasenwinkel, Blechdicke und Blechwerkstoff auf die Prozesskräfte und die Schneidspaltaufweitungen sowie auf die Schnittflächenkenngößen, insbesondere den Grat, erforscht werden. Hierfür wird ein mit der nötigen Messtechnik ausgestattetes Versuchswerkzeug zum Schneiden im Einzelhub verwendet.

Mit Hilfe der FE-Simulation soll die Analyse der Spannungen in den Aktivelementen Stempel und Matrize in Abhängigkeit der Prozessparameter Schneidspalt, Fasenwinkel und Schneidkantenradius erfolgen. In Versuch und Simulation gilt es, die Prozessgrößen Prozessspannung, Schneidkraft und Querkraft bei ausreichender Schnittflächenqualität zu reduzieren, um möglichst wenig Verschleiß zu verursachen und Werkzeugbrüche zu verhindern.

Zur Untersuchung von Verschleiß- und Versagensmechanismen verschiedener Werkzeugwerkstoffe werden Schneidversuche mit kontinuierlicher Hubbewegung (Dauerhub) durchgeführt. Um den in Abbildung 3-1 gezeigten Wirkungskreis zu komplettieren, sollen abschließend die wiederum durch Verschleiß erzeugten Werkzeugveränderungen untersucht und ihr Einfluss auf die Prozessparameter und Prozessgrößen analysiert werden.

4 Versuchsanlagen und Messeinrichtungen

4.1 Versuchsanlagen

4.1.1 Hydraulische Presse

Die Einzelhubversuche wurden auf der einfach wirkenden hydraulischen Universalpresse DXU 320 B der Firma Dieffenbacher GmbH + Co.KG, Eppingen durchgeführt. Die Presse besitzt eine Nennpresskraft von 3200 kN und eine Ziehkissenkraft von 1250 kN. Da die Niederhalterkraft im verwendeten Versuchswerkzeug über Gasdruckfedern erzeugt wird, wurde das Ziehkissen nicht benötigt und abgestellt. Die am Stößel wirkende Kraft kann prozessabhängig angepasst werden. Sie wird mit Hilfe eines Oberantriebs über einen hydraulischen Zylinder auf den Stößel übertragen, der über eine Achtfachführung geführt wird. Vier hydraulische Verdrängerzylinder an den Ecken der Aufspannplatte dienen als Schnittschlagdämpfer. In Tabelle 4-1 sind die wichtigsten Kenngrößen der Presse zusammengefasst.

<i>Kenngröße</i>	<i>Dieffenbacher DXU 320 B</i>
<i>Nennkraft [kN]</i>	3200
<i>Stößelgeschwindigkeit [mm/s]</i>	≤ 26 (bei 100 % Nennkraft)
<i>Maximale Hubhöhe [mm]</i>	600
<i>Aufspannplattenfläche [mm²]</i>	1600 x 1300

Tabelle 4-1: Technische Daten der hydraulischen Presse

4.1.2 Mechanische Schnellläuferpressen

Für die Dauerhubversuche kamen zwei mechanische Schnellläuferpressen der Bruderer AG, Frasnacht, Schweiz zum Einsatz. Beide Pressen garantieren durch minimale Lagerspiele kombiniert mit einem Hebelsystem, das Belastungen im System verteilt, eine optimale Wiederholgenauigkeit und Präzision bei geringer Werkzeugbeanspruchung. Die Stößelbewegung beruht auf einem Geschwindigkeitsprofil, das sich aus dem Antrieb über eine Exzenterwelle und die Übertragung über ein mehrteiliges Hebelsystem ergibt. Die Folge sind reduzierte Stößelgeschwindigkeiten im Bereich des unteren Umkehrpunktes. Dadurch können trotz hoher

Hubzahlen realitätsnahe Anschnittgeschwindigkeiten hydraulischer Pressenanlagen der Automobilindustrie ausgeführt werden. Die Bereitstellung von geoiltem Blechmaterial übernimmt jeweils eine Haspel mit Richtapparat, die den Pressen vorgelagert ist. Zugeführt wird das Blech über pressenseitige Vorschubapparate. Das Dauerhubwerkzeug 1 wurde auf der Presse BSTA 25BL betrieben, die über eine Nennpresskraft von 250 kN und eine Aufspannplattenfläche von 640 mm x 530 mm verfügt. Aufgrund der geometrischen Abmessungen von Dauerhubwerkzeug 2 wurde für dessen Betrieb die größere Presse BSTA 1600 mit einer Nennpresskraft von 1600 kN und einer Aufspannplattenfläche von 1790 mm x 1070 mm verwendet. Tabelle 4-2 stellt ausgewählte technische Daten beider Schnellläuferpressen gegenüber. [BRUD08, BRUD10]

<i>Kenngröße</i>	<i>BSTA 25BL</i>	<i>BSTA 1600</i>
<i>Nennkraft [kN]</i>	250	1600
<i>Hubzahl [Hübe/min]</i>	100 – 1425	100 – 600
<i>Hubhöhe [mm]</i>	13, 16, 19, 25, 32, 38	19, 26, 40, 55, 68, 80, 90, 96, 100
<i>Stößelverstellweg [mm]</i>	40	89
<i>Aufspannplattenfläche [mm²]</i>	640 x 530	1790 x 1070
<i>Werkzeugeinbauhöhe [mm]</i>	225,5 – 288,9	255,5 – 385

Tabelle 4-2: Technische Daten der Schnellläuferpressen [BRUD08, BRUD10]

4.2 Messeinrichtungen

4.2.1 Zugdruckprüfmaschine

Die Zugdruckprüfmaschine des Typs 1484/DUPS-M der Firma Zwick, Ulm, kam für die Kalibrierung der Kraftmessdosen, die in der Stempelsäule des Einzelhubwerkzeugs verbaut sind, zum Einsatz. Des Weiteren wurden mit ihr alle Zugversuche der Blechwerkstoffe durchgeführt. An der Maschine befindet sich ein Dehnmessstreifen-Kraftaufnehmer, der Zug- und Druckkräfte bis 200 kN mit einer Auflösung von 0,05 % der Nennprüfkraft erfassen kann. Die Auswertung erfolgt über die Software

testExpert der Firma Zwick. Mit ihr können Wege, Geschwindigkeiten und Kräfte während der Werkstoffprüfung aufgenommen und grafisch aufbereitet werden.

4.2.2 Profilmessgerät

Für die Messung von Schnittflächenkenngößen, Verschleiß und Oberflächenrauheiten wurde die Messeinrichtung MarSurf XCR 20 der Firma Mahr GmbH, Göttingen, eingesetzt. Mit ihr kann die Oberflächenkontur und die Oberflächenrauheit entlang einer Linie aufgezeichnet werden. Hierfür bewegt die Vorschubeinheit PCV den gewählten Tastarm entlang eines definierten Weges L über das Messobjekt und tastet so dessen Kontur ab. Zur Vermessung der Aktivelemente wurde ein Tastarm mit einer 33 mm hohen Kegelspitze mit einem Kopfradius von 25 μm verwendet. Für die Abtastung von Schnittflächen musste aufgrund der erhöhten Komplexität ein Tastarm mit Doppelspitze von jeweils 9 mm Höhe und 25 μm Kopfradius verwendet werden. Zur Messung der Oberflächenrauheit kam die Vorschubeinheit PZK mit MFW-Taster zum Einsatz. Die Wegsteuerung der Tastarme und die Aufzeichnung der abgetasteten Kontur sowie deren Auswertung erfolgten anhand der Software MarWin XC 20. Das System verfügt über eine Messunsicherheit von $(2+L/50)$ μm , wobei L in mm angegeben wird. Die Auflösung in X-Richtung beträgt 1 μm und in Z-Richtung 0,38 μm . Durch den Export der aufgenommenen Messpunkte in Excel werden die einzelnen Auswertungen gegenübergestellt. [MAHR04]

4.2.3 Mikroskope

Für die Aufnahmen sämtlicher Schliffbilder kam das Auflichtmikroskop Axioplan 2 der Carl Zeiss AG zum Einsatz. Es kann Vergrößerungen von 25:1 bis 2500:1 umsetzen und mit der integrierten Mikroskopiekamera dokumentieren.

Des Weiteren kam zur visuellen Dokumentation von Verschleiß und Schnittflächen ein Digitalmikroskop der Modellreihe VHX-2000 der Firma Keyence zum Einsatz. Als Objektiv wurde das Modell VH-Z20R verwendet. Es ermöglicht Vergrößerungen von 20:1 bis 200:1 und gewährleistet dabei eine große Tiefenschärfe.

Alle Aufnahmen der Werkzeugstähle mittels Rasterelektronenmikroskopie wurden vom Projektpartner Rovalma, S.A., in Terrassa, Spanien, durchgeführt.

4.2.4 Härtemessgeräte

Die Überprüfung der makroskopischen Härte der Schneidstempel erfolgte mit dem Härteprüfer DIA TESTOR 2 der Firma WOLPERT, Ludwigshafen am Rhein. Die Härte wurde in Rockwell C (HRC) gemessen. Dieses Verfahren ist nach [DIN6508-1] für gehärtete metallische Werkstoffe geeignet. Der Härtewert wird über die Eindringtiefe eines Diamantkegels von 120° , dessen Spitze mit einem Radius von 0,2 mm versehen ist, ermittelt. Die Prüfkraft beträgt 1471N.

Für die Untersuchung der mikroskopischen Härteverläufe an den Schnittkanten kam das Prüfgerät LECO AMH-43 der Firma LECO Instrumente GmbH, Mönchengladbach, zum Einsatz. Die Härte wurde nach [DIN6507-1] mittels Vickers-Mikrohärteprüfung mit einer quadratischen Diamantpyramide als Eindringkörper und einer Prüfkraft von 0,1 N ermittelt.

4.3 Simulations- und Konstruktionsprogramme

Die gewählte Methode zur Berechnung der Prozessgrößen, vor allem zur Veranschaulichung der Spannungen in den Aktivelementen, ist die FEM. Da der Trennvorgang ein hochdynamischer und nichtlinearer Prozess ist, stellte sich als Simulationsprogramm Abaqus/Explicit als geeignet heraus. Die darin enthaltene dynamisch-explizite Integrationsmethode verwendet zur Berechnung der Knotengeschwindigkeiten in differentiellen Zeitschritten ausschließlich bekannte Größen. Daher ist eine Lösung bei der richtigen Wahl des Zeitschritts garantiert. Die Methode ermöglicht aufgrund ihrer hohen Auflösung und ihrer großen Robustheit eine Berechnung von zeitlich sehr kurzen, nicht linearen, dynamischen Vorgängen. Aus diesen Gründen hat sie sich zur Standardmethode für die Simulation von Blechumformvorgängen etabliert. [HAHN04] Auch bei der Simulation des Scherschneidprozesses fand sie schon oft Verwendung [MORI13, RACH02, PANI12, PICA08].

Sämtliche Konstruktionen wurden mit dem CAD-Programm CATIA V5 R19 der französischen Firma Dassault Systèmes durchgeführt.

5 Versuchswerkstoffe

5.1 Werkzeugwerkstoffe

Die Schneidaktivelemente wurden aus dem herkömmlich hergestellten Werkzeugstahl 1.2379 und aus dem pulvermetallurgischen Stahl HWS der Firma Rovalma gefertigt. Die zwei völlig unterschiedlichen Werkstoffkonzepte spiegeln sich neben den werkstofftechnischen Eigenschaften auch in ihren Beschaffungskosten wider. Demnach betragen die Kosten für das HWS-Rohmaterial in etwa das 3,5-fache von jenen für 1.2379 [STM13]. Die folgenden Unterkapitel geben eine werkstofftechnische Beschreibung der beiden Stähle.

5.1.1 Chemische Zusammensetzung

Die chemischen Zusammensetzungen wurden mittels Funkenerosionsspektroskopie ermittelt. Sie liegen im Bereich der Herstellerangaben. In Tabelle 5-1 sind die Hauptbestandteile der verwendeten Werkzeugstähle aufgeführt.

Werkzeugwerkstoff	Legierungselemente in Gewichtsprozent [%]				
	C	Cr	Mo	V	W
1.2379	1,55	12,00	0,70	1,00	-
HWS	1,2	8,0	-	2,5	1,4

Tabelle 5-1: Chemische Zusammensetzung der verwendeten Werkzeugstähle

5.1.2 Gefügeausprägung

Wichtigster Bestandteil des Gefüges von Werkzeugstählen sind neben der Matrix die darin eingebetteten Karbide. Je nach vorhandenen Legierungselementen prägen sich diese während der Wärmebehandlung unterschiedlich aus.

1.2379 – Der Kaltarbeitsstahl mit der Bezeichnung X 155 CrVMo 12 1 verfügt über ein ledeburitisches Gefüge. Durch die geringen Zusätze der sonderkarbidbildenden Legierungselemente Vanadium und Molybdän entstehen bei der Wärmebehandlung vorwiegend chromreiche, harte M_7C_3 -Karbide. Daraus ergibt sich eine hohe Beständigkeit gegen abrasiven und adhäsiven Verschleiß. Jedoch haben die ungleichmäßige, zeilige Karbidverteilung und die relativ große durchschnittliche

Karbidlänge von 10 μm negativen Einfluss auf die Zähigkeit (siehe Abbildung 5-1). Eine erhöhte Ausbruchgefahr ist die Folge. Dennoch handelt es sich um einen Werkzeugstahl, der in Schneid-, Stanz- und Umformwerkzeugen allgemein üblich zum Einsatz kommt. [CAMM86, DIN4957, RAMI12]

HWS – Die Abkürzung HWS steht für High Wear Strength und bezeichnet einen PM-Stahl der spanischen Firma Rovalma, S.A. Er wurde vor dem Hintergrund der Kaltverarbeitung höchstfester Bleche entwickelt. Die Zielsetzung war, eine hohe Härte bei gleichzeitig hoher Zähigkeit zu gewährleisten. In seinem Gefüge liegen nach der Wärmebehandlung neben den harten M_7C_3 -Chromkarbiden auch die noch härteren MC-Vanadiumkarbide vor. Aufgrund der pulvermetallurgischen Herstellung sind alle Karbide homogen verteilt und mit einer durchschnittlichen Länge von 1,7 μm sehr feinkörnig (siehe Abbildung 5-1). Dadurch sind höhere Zähigkeiten, bei noch höherer Härte als beim 1.2379 möglich, wodurch sich der Stahl für den Einsatz in Schneid- und Stanzwerkzeugen auch bei der Verarbeitung von hochfesten Blechen qualifiziert. [CASE07, RAMI12]

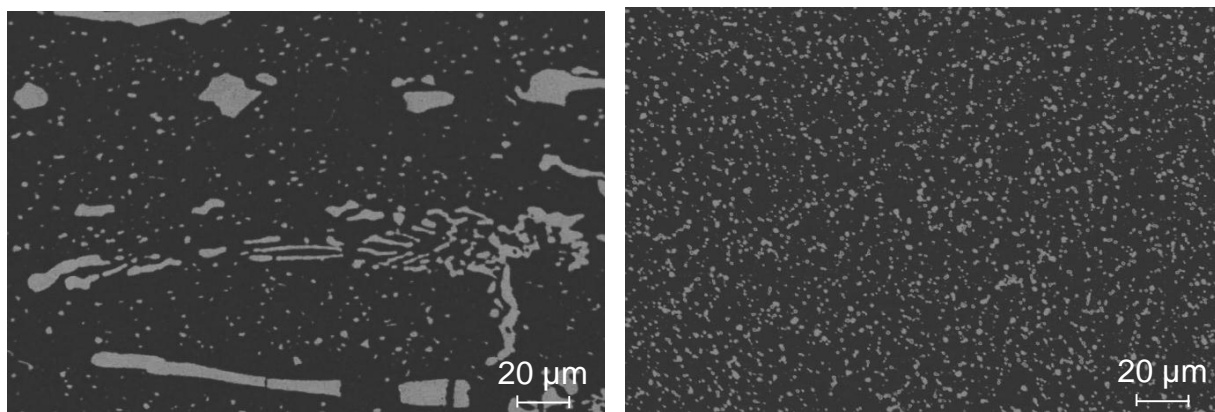


Abbildung 5-1: Gefüge der Werkzeugwerkstoffe im Rasterelektronenmikroskop; links: 1.2379, rechts: HWS

5.1.3 Mechanische Kennwerte

Die ausschlaggebenden mechanischen Kennwerte sind Härte und Zähigkeit. Die eingestellten Härtewerte wurden mittels Härtemessung nach Rockwell überprüft. [DIN6508-1] Auf die Zähigkeit wurde anhand der vorliegenden Datenblätter geschlossen.

Als gängige Härte für den Einsatz von 1.2379 beim Scherschneiden hat sich in der Praxis ein Wert von ca. 60 HRC etabliert. Diese Härte ist in der Regel hoch genug, um den Stahl vor plastischen Deformationen zu schützen, aber stellt dennoch mit einer Schlagzähigkeit von ca. 19 J genügend Zähigkeit für den Einsatz als Schneidwerkzeugstahl zur Verfügung.

Der PM-Stahl HWS wurde auf die vom Hersteller empfohlenen 64 HRC gehärtet. Bei dieser Härte stellt sich eine Schlagzähigkeit von ca. 92 J ein. Dadurch ist der Stahl sowohl härter als auch zäher als der konventionelle Werkzeugstahl 1.2379. [ROVA03]

5.2 Blechwerkstoffe

In den experimentellen Schneidversuchen wurden zwei verschiedene Blechwerkstoffe verwendet: Der pressgehärtete Usibor 1500 P AS150 in einer Dicke von 1,5 mm und der Martensitphasenstahl Docol 1200M in einer Dicke von 2,0 mm. Die Blechdicken wurden so gewählt, dass die analytisch berechneten maximalen Schneidkräfte in etwa übereinstimmen. Um den Einfluss der Blechdicke auf die Prozessgrößen zu identifizieren, wurde ein Werkstoff dabei zusätzlich in einer weiteren Blechdicken untersucht.

Blechwerkstoff	Beschichtung	Werkstoffart	Blechdicke
Usibor 1500 P AS150	<i>AlSi</i>	<i>Borlegierter Vergütungsstahl</i>	<i>1,5 mm; 1,75 mm</i>
Docol 1200M	-	<i>Martensitphasenstahl</i>	<i>2,0 mm</i>

Tabelle 5-2: Verwendete Blechwerkstoffe

Der Blechwerkstoff *Usibor 1500 P AS150*, im Folgenden Usibor genannt, bezeichnet einen warmgewalzten Stahl der Firma ArcelorMittal. Er wurde speziell für die

Aushärtung durch Abschrecken im Werkzeug, dem Presshärten, entwickelt und gehört zur Gruppe der Mangan-Bor-Stähle des Typs 22MnB5 [THYS12]. AS150 steht für 150 g/m² beidseitige Aluminium-Silizium-Beschichtung [VIET10]. Die Schicht besteht aus einer Aluminium-Silizium-Deckschicht und einer darunter liegenden Eisen-Aluminium-Silizium-Legierungsschicht. Die in dieser Arbeit verwendeten Versuchsbleche mit den Abmaßen 1050 mm x 410 mm und einer Dicke von 1,5 mm wurden von der Firma Gestamp Hardtec, Schweden, hergestellt. Sie wurden in einem Ofen auf 950°C erhitzt und anschließend in einem Plattenwerkzeug pressgehärtet. Das Plattenwerkzeug dient ausschließlich der Herstellung ebener Platinen für Forschungszwecke. Während der Erwärmung im Ofen wird das Gefüge vollständig austenitisiert, um dann während des Presshärtens in Martensit umgewandelt zu werden. Die Al-Si-Beschichtung dient zum Schutz vor Verzunderung und Entkohlung. Beim Erhitzen der Bleche setzen Diffusionsprozesse ein, die zu einem steigenden Eisenanteil in der Aluminium-Silizium-Deckschicht führen. Dieser zunehmende Eisenanteil erhöht den Schmelzpunkt der Beschichtung auf bis zu 1100°C und verhindert so ihr Schmelzen während des Prozesses. Die entstehende Interdiffusionsschicht weist eine Dicke von ca. 25 µm auf (siehe Abbildung 5-2). Durch sie erhält das Blech eine raue, poröse Oberfläche.

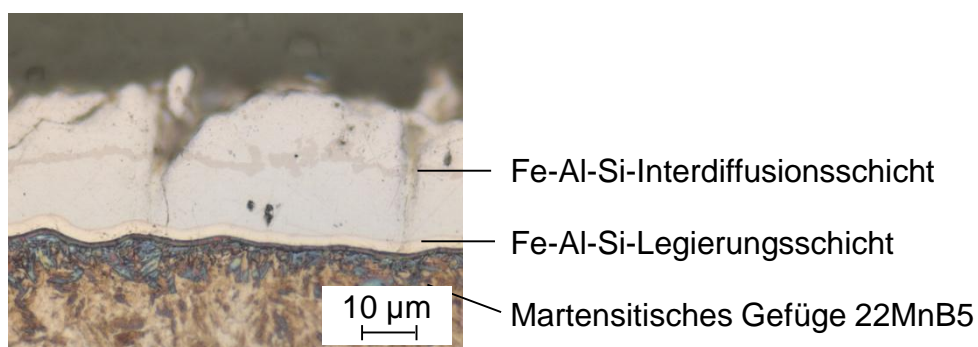


Abbildung 5-2: Schliff des Blechwerkstoffes Usibor nach dem Presshärten

Die pressgehärteten Bleche wurden mittels Laser in 50 mm breite Streifen geschnitten. Die Streifenlänge wurde an die Versuchsreihe angepasst. So betrug die Länge bei den Einzelhubversuchen 40 mm, um eine komfortable Handhabung und eine möglichst exakte Positionierung beim manuellen Einlegen ins Werkzeug zu

gewährleisten. Für die Dauerhubversuche wurde die maximal mögliche Länge der Streifen von 1030 mm bereitgestellt.

Docol 1200M ist die Bezeichnung für einen kaltgewalzten martensitischen Stahl des schwedischen Stahlherstellers SSAB AB. Dabei steht M für das martensitische Gefüge und 1200 für die garantierte Mindestzugfestigkeit. Beide Eigenschaften erhält der Stahl während der Herstellung in einer kontinuierlichen Glühanlage durch Wasserabschreckung. In Anlehnung an [DIN10131] stellte SSAB ihr Produkt in Form von 50 mm breitem, gecoiltem Spaltband in einer Dicke von 2 mm bereit. [SSAB09] Im Folgenden wird der Werkstoff mit Docol bezeichnet.

5.2.1 Chemische Zusammensetzung

Die chemischen Zusammensetzungen werden von den Firmen ArcelorMittal und SSAB entsprechend Tabelle 5-3 angegeben [ARCE04, SSAB09]. Die Legierungsbestandteile Kohlenstoff und Mangan bestimmen im Wesentlichen die Grundhärte des Martensits. Der allein bei Usibor vorhandene Bor-Gehalt setzt die kritische Abkühlgeschwindigkeit herab und ermöglicht dadurch bereits bei niedrigen Abkühlraten von bis zu minimal 30 K/s eine vollständige Martensitumwandlung. [THYS12]

Blechwerkstoff	Legierungselemente in Gewichtsprozent [%]							
	C	Si	Mn	P	S	Cr	B	Ti
Usibor	0,21-0,24	0,23-0,28	1,19-1,24	<0,030	<0,010	0,185-0,219	0,0021-0,0040	0,035-0,045
Docol	C	Si	Mn	P	S	Al_{tot}	Nb	Ti
	0,11	0,20	1,70	0,010	0,002	0,040	0,015	0,025

Tabelle 5-3: Chemische Zusammensetzung der Blechwerkstoffe [ARCE04, SSAB09]

5.2.2 Gefügeausprägung

Abbildung 5-3 zeigt die Gefügeschliffe der verwendeten Blechwerkstoffe. Zur Charakterisierung der Gefügestruktur wurden gemäß [DIN50602] längs und quer zur Walzrichtung Proben entnommen und Schliffe angefertigt. Beide Usibor-Stähle weisen komplett martensitisches Gefüge mit nadeliger Struktur ohne erkennbare

Korngrenzen auf. In den Docol-Schliffbildern sind neben dem überwiegend martensitischen Gefüge vereinzelte, feine Ferritreste zu erkennen. Bei allen Werkstoffen weisen die Längsschliffe das gleiche Gefügebild wie die Querschliffe auf und lassen keine verformten Martensitnadeln erkennen. Somit können isotrope Werkstoffeigenschaften angenommen werden.

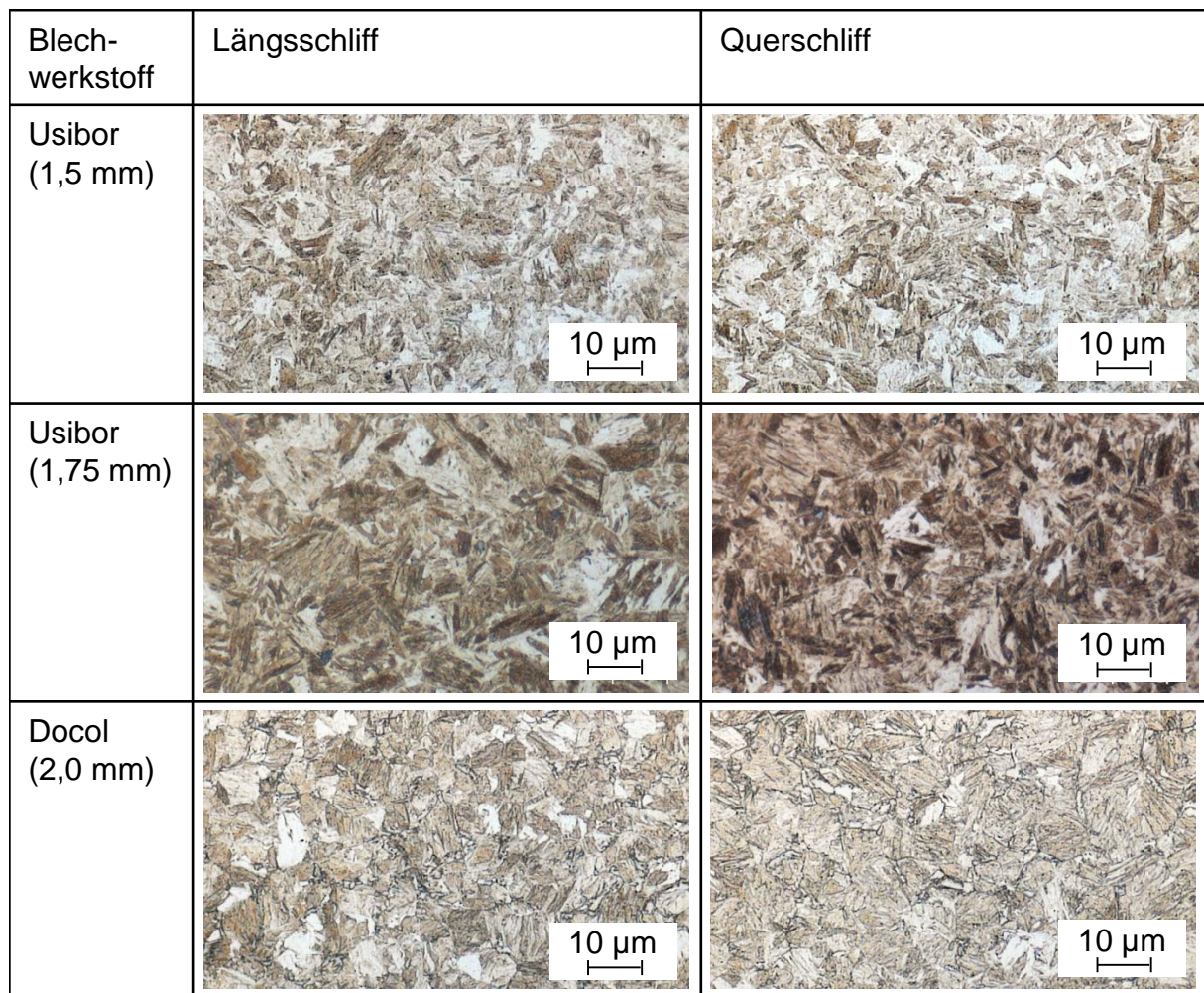


Abbildung 5-3: Gefügeschliffe der Blechwerkstoffe

5.2.3 Mechanische Kennwerte

Die mechanischen Kennwerte der Blechwerkstoffe fasst Tabelle 5-4 zusammen. Sie wurden mit der Zugdruckprüfmaschine der Firma Zwick ermittelt. Gemäß [DIN50125] wurden jeweils fünf Zugproben der Form H mit einer Probenbreite b_0 von 20 mm und einer Anfangslänge l_0 von 80 mm, bedingt durch die zur Verfügung stehende Geometrie des Halbzeugs nur in Walzrichtung, angefertigt. Die Zugversuche wurden bei Raumtemperatur und mit einer Dehnrates von 0,008 1/s durchgeführt.

Blechwerkstoff	R_m [MPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]	A_{80} [%]
Usibor (1,5 mm)	1570	1265	4,7
Usibor (1,75 mm)	1530	1270	5,1
Docol	1220	1070	5,4

Tabelle 5-4: Mittelwerte der mechanischen Kennwerte aus den Zugversuchen

Die Zugversuche mit dem Blechwerkstoff Docol hatten das Ziel, die Herstellerangaben zu überprüfen. Es zeigte sich eine gute Übereinstimmung.

Die Zugversuche mit dem Werkstoff Usibor dienten der Kennwertermittlung für die Materialmodellierung in der FE-Simulation. Die Angaben des Herstellers beziehen sich lediglich auf die Werkstoffeigenschaften vor dem Presshärten, was die Durchführung der Zugversuche zwingend erforderlich machte. Die Ergebnisse waren sehr gut reproduzierbar. Abweichungen traten nur bei der Bruchdehnung A_{80} mit Werten zwischen 3,5 % bis 6,2 % auf. Diese Schwankungen sind aus der Literatur bekannt [MÜLL09] und resultieren aus der hohen Sprödigkeit.

6 Versuchswerkzeuge

In allen Versuchswerkzeugen wurde ein offener Schnitt mit einer Schnittlinienlänge von 50 mm realisiert. Insgesamt kamen drei verschiedene Schneidwerkzeuge zum Einsatz, die im Folgenden mit Einzelhubwerkzeug, Dauerhubwerkzeug 1 und Dauerhubwerkzeug 2 bezeichnet werden. Die Richtungen des verwendeten Koordinatensystems sind für alle Werkzeuge identisch. Die Z-Achse zeigt senkrecht nach oben, die X-Achse parallel zur Blechlaufrichtung und die Y-Achse senkrecht zur Blechlaufrichtung unter Beachtung des Rechtssystems. Die Zuführung des Bleches erfolgt beim Einzelhubwerkzeug in Richtung der negativen X-Achse und bei den Dauerhubwerkzeugen in positiver X-Richtung.

6.1 Einzelhubwerkzeug zur Messung der Prozesskräfte und der Schneidspaltaufweitungen

Das Einzelhubwerkzeug war zum Schneiden und Abkanten von Stahlwerkstoffen entwickelt worden [MACK10]. Für die hier vorgestellten Versuche wurde das Werkzeug, wie in 8.3 beschrieben wird, umkonstruiert. Abbildung 6-1 zeigt seinen Aufbau.

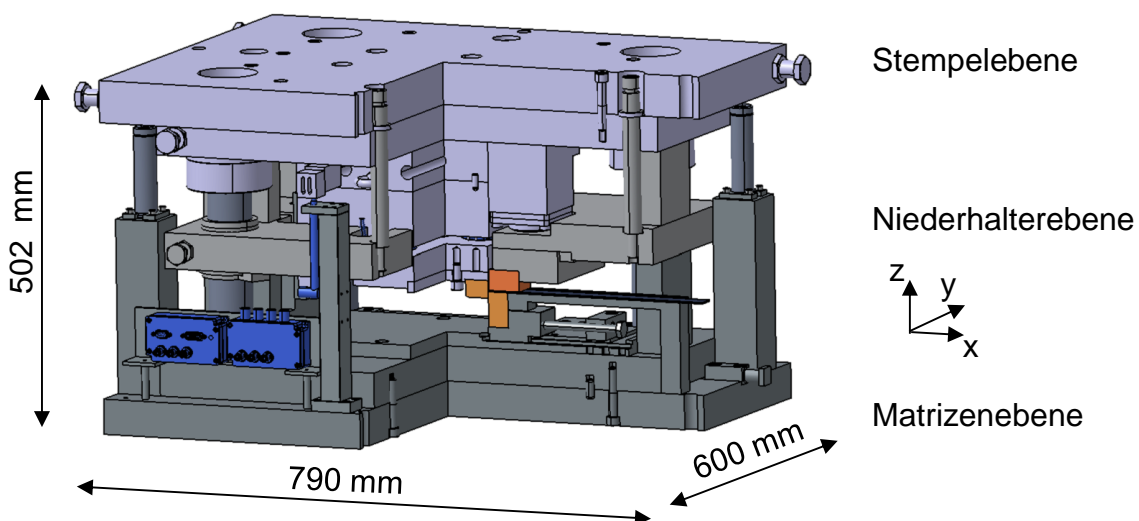


Abbildung 6-1: Einzelhubwerkzeug zum Messen von Prozesskräften und Schneidspaltaufweitungen

6.1.1 Aufbau und Funktion

Das Werkzeug ist 790 mm lang, 600 mm breit und im geschlossenen Zustand 502 mm hoch. Es basiert auf einer stehenden Vier-Säulen-Konstruktion. Zur Aufnahme der Querkräfte ist es mit einer zusätzlichen Gleitführungsplatte versehen. In der verwendeten Konfiguration können beim Beschnitt der ebenen Blechstreifen Prozesskräfte in den drei Dimensionen X, Y und Z gemessen und in Korrelation mit der Stempelposition gebracht werden. Darüber hinaus kann die Schneidspaltaufweitung auf Höhe der Schneidkanten gemessen werden. Der Schneidspalt ist variabel einstellbar. Die Stempelgeometrie ist durch austauschbare Aktivelemente frei wählbar. Im Folgenden wird das Werkzeug anhand seiner drei Ebenen Matrizen-, Niederhalter- und Stempellebene detailliert beschrieben.

Matrizenebene

Die Basis der in Abbildung 6-2 gezeigten Matrizenebene bilden Grund- und Deckplatte. In der Deckplatte sind die vier Führungssäulen eingepresst und die zusätzliche Gleitführungsplatte verschraubt. In den vier Ecken befindet sich je eine Gasdruckfeder, die die Ruhelage des Werkzeugoberteils außerhalb der Presse definiert. Messtechnische Aggregate sind in blau dargestellt (siehe Kapitel 6.1.2). Die Matrize ist über eine Stift-Schraube-Verbindung mit dem Matrizenadapter verbunden. Dieser sitzt in einer Nut, in der er bei gelösten Schrauben in X-Richtung frei beweglich ist (siehe Abbildung 6-1). Dies dient zum Einstellen des Schneidspalts. Hierfür wird im geschlossenen Zustand eine Metallfolie mit der gewünschten Schneidspaltbreite zwischen Stempel und Matrize gelegt. Danach wird der Matrizenadapter soweit in negative X-Richtung geschoben, bis die Metallfolie zwischen Stempel und Matrize festklemmt. Nach Festziehen der Schrauben im Matrizenadapter kann das Werkzeug wieder geöffnet und die Metallfolie entnommen werden.

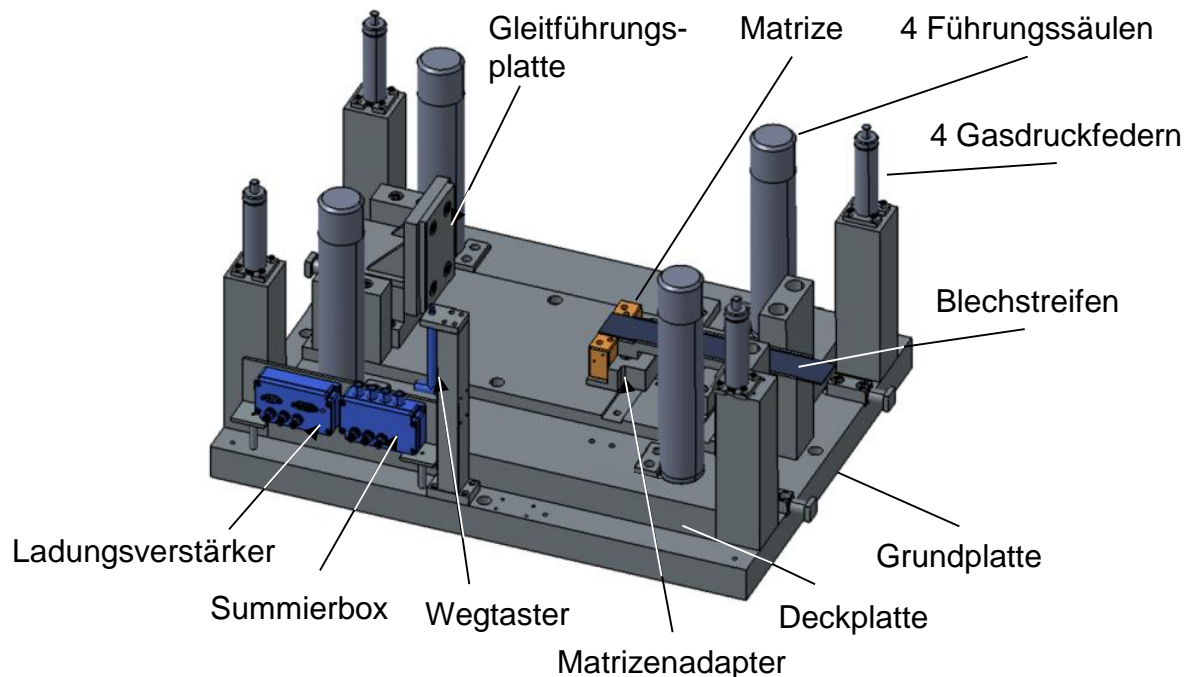


Abbildung 6-2: Matrizeebene des Einzelhubwerkzeugs

Niederhalterebene

Wesentlicher Bestandteil der in Abbildung 6-3 gezeigten Niederhalterebene ist die Niederhalterplatte. Sie ist über vier graphitgeschmierte Führungsbuchsen auf dem Säulengestell geführt. Der Niederhalter selbst ist über die Niederhalterbasis mit der Niederhalterplatte verschraubt. Er bringt die Niederhalterkraft, die durch zwei, im Werkzeugoberteil liegende Gasdruckfedern der Firma Fibro erzeugt wird, auf den eingelegten Blechstreifen auf. Der maximale Abstand zwischen Niederhalterplatte und Werkzeugoberteil ist über vier Distanzrohre geregelt. Während des Schneidvorgangs tauchen diese in die Deckplatte der Stempellebene ein. Dadurch wird der Abstand zwischen Niederhalterplatte und Werkzeugoberteil verkleinert und so über die Gasdruckfedern der Niederhalterdruck auf den Blechstreifen aufgebracht.

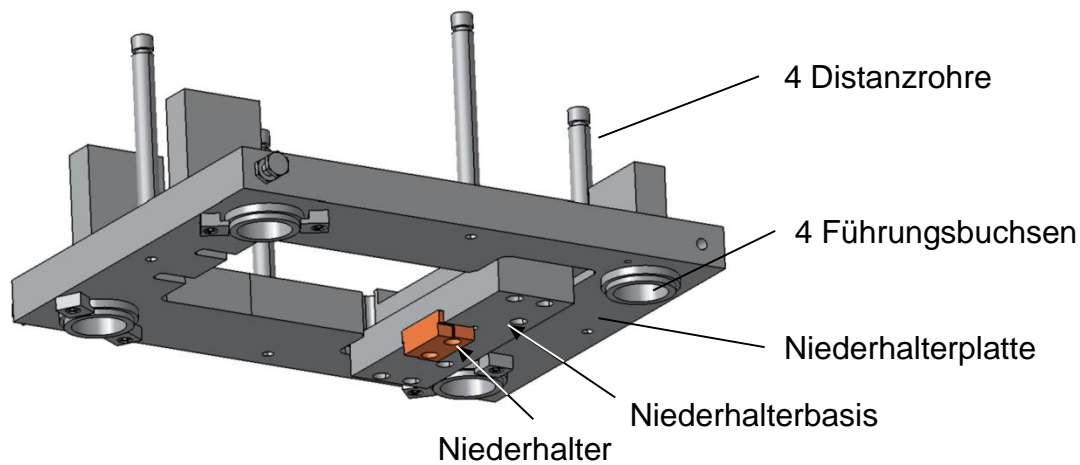


Abbildung 6-3: Niederhalterebene des Einzelhubwerkzeugs

Stempelebene

Zentrales Element der in Abbildung 6-4 dargestellten Stempelebene ist der Stempelhalteblock. An ihm ist der Schneidstempel über eine Aufnahmeplatte und eine Stift-Schraube-Verbindung befestigt. Im Stempelhalteblock sitzen vier Kraftsensoren (siehe Kapitel 6.1.2). Sie können Prozesskräfte in allen drei Koordinatenrichtungen messen. Die gesamte Stempelebene ist ebenso wie die Niederhalterebene über vier graphitgeschmierte Führungsbuchsen auf dem Säulengestell geführt. Zusätzlich wird die Stempelsäule über die Plattenführungsfläche an der Gleitführungsplatte der Matrizebene geführt.

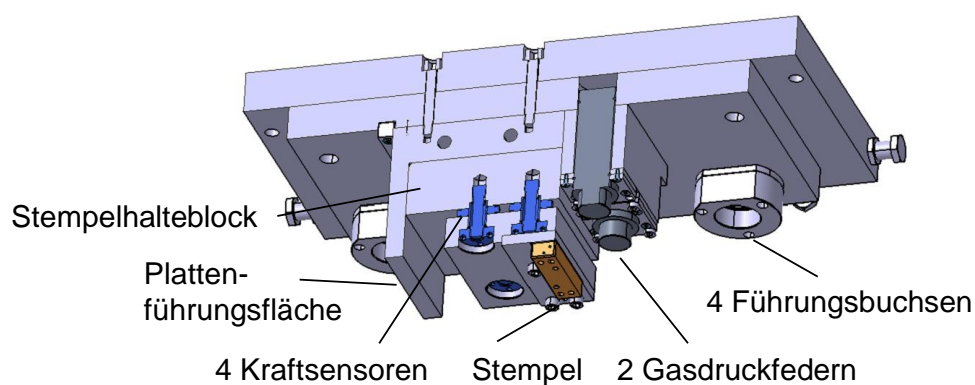


Abbildung 6-4: Y-Schnitt durch die Stempelebene des Einzelhubwerkzeugs

6.1.2 Prozessdatenerfassung

Kraftmessung

Die Messung der Prozesskräfte erfolgt in Z- und in X-Richtung. Die Kräfte in Y-Richtung sind vernachlässigbar, da ein vollkantig drückender Schnitt ausgeführt wird. Für die Messung kommen vier piezo-elektrische 3-Komponenten-Kraftsensoren des Typs 9451A der Firma Kistler Instrumente GmbH zum Einsatz. Die Sensoren sind im direkten Kraftfluss in den Stempelblock integriert und dort mit je 120 kN vorgespannt (siehe Abbildung 6-4). So können die Querkräfte durch Haftreibung von Grund- und Deckplatte erfasst werden. Zusätzlich ermöglicht dieser Einbau, Zugkräfte bis zum Verlust der Vorspannung zu messen. Die Kraftsensoren sind parallel geschaltet und liefern jeweils eine Ladungsmenge, die proportional zur Kraftgröße ist. Die Ladungen werden in der nachgeschalteten Summierbox, Typ 5431 (Firma Kistler), zu einer Gesamtladung pro Kraftkomponente addiert. Die Gesamtladung wird dann im Mehrkanal-Ladungsverstärker des Typs 5073 (Firma Kistler) in ein Spannungssignal umgewandelt. Die Spannungsversorgung des Ladungsverstärkers übernimmt die Versorgungsbox, die vom externen Netzgerät der Firma dataTec gespeist wird. Über die Versorgungsbox wird auch das vom Ladungsverstärker erhaltene Spannungssignal an das Messverstärkersystem MGC-Split der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH (HBM) weitergeleitet und das dort integrierte Netzteil mit Spannung versorgt. Die Kalibrierung erfolgte durch Einbau des kompletten Stempelhalteblocks in die Zugdruckprüfmaschine, wo kontrolliert die wirkenden Kräfte den resultierenden Ladungen zugeordnet werden können.

Wegmessung

Um die Prozesskräfte in Abhängigkeit des Stempelwegs messen zu können, muss die Stempelbewegung aufgezeichnet werden. Hierfür kam ein induktiver Wegtaster vom Typ WA10 der Firma HBM zum Einsatz. Der Taster befindet sich in der Matrizebene und misst den Abstand zu einem geschliffenen Target, das an der Deckplatte der Stempellebene befestigt ist (siehe Abbildung 6-2). Die Kalibrierung

erfolgte über die Kennwerteingabe von $80 \text{ mV/V} \pm 1\%$ und anschließende Überprüfung mittels Endmaßmessungen.

Zur Messung der Schneidspaltaufweitung aufgrund der Abdrängkräfte wurde der berührungslose Wirbelstromsensor vom Typ U3 der Firma Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG verwendet. Der Sensor ist, wie aus Abbildung 6-5 ersichtlich, seitlich an der Matrize befestigt und misst auf Höhe der Schneidkante den Abstand auf ein am Stempel befestigtes Target. Folglich kann der Schneidspalt während des gesamten Prozesses überwacht werden. Mit einem Messbereich von 3 mm und einer Auflösung von 0,005 % des Messbereichs hat der Sensor eine Auflösung von $0,15 \mu\text{m}$. Diese hohe Genauigkeit war nötig, da Schneidspaltaufweitungen im Bereich einstelliger Mikrometer erwartet wurden. Der Sensor wurde auf seinem kompletten Messbereich von 0 bis 10 Volt im eingebauten Zustand kalibriert.

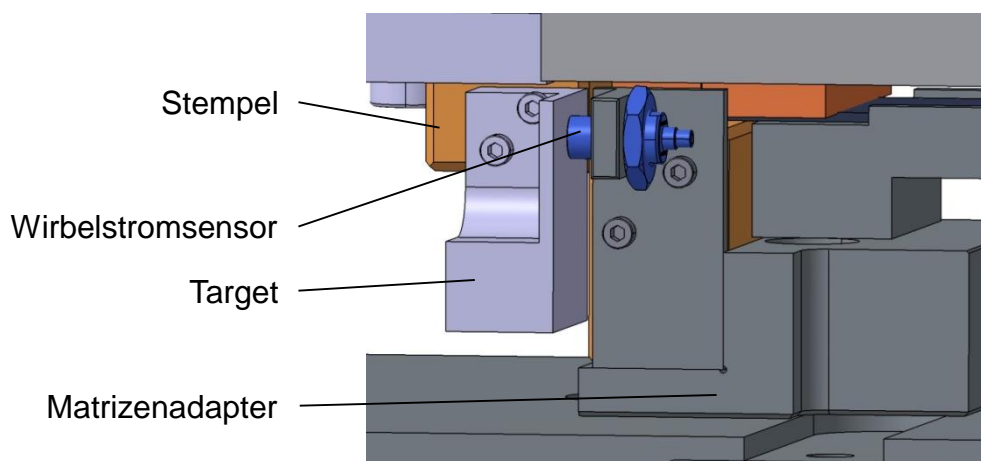


Abbildung 6-5: Befestigung des Wirbelstromsensors im Einzelhubwerkzeug

Datenerfassung

Die gewonnenen Daten wurden über das Messverstärkersystem MGC-Split der Firma HBM per USB-Schnittstelle auf den Messrechner übertragen. Für die Datenauswertung wurde die Software „catman Easy“ der Firma HBM installiert. Sie diente zur Konfiguration der angeschlossenen Geräte, zur Aufzeichnung der Messdaten und zum Datenexport in MS-Excel.

Die gesamte Messdatenerfassung ist schematisch in Abbildung 6-6 skizziert. Sie zeigt die Verarbeitung der Eingangsgrößen: Prozesskräfte, Schneidspaltaufweitung und Stempelweg. Bei den durchgeführten Versuchen betrug die Abtastrate 2400 Hz.

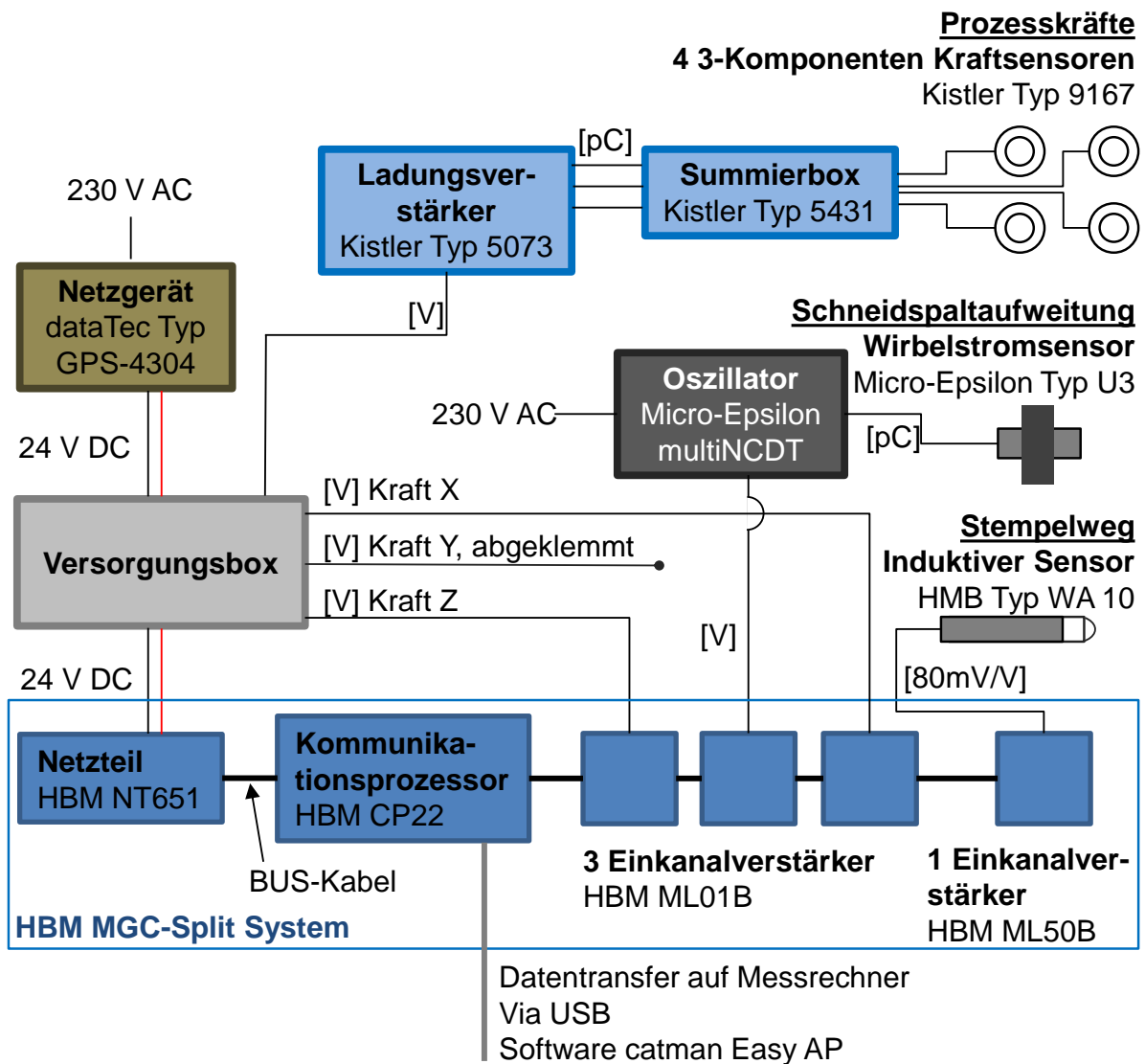


Abbildung 6-6: Schematische Darstellung der Messdatenerfassung

6.2 Dauerhubwerkzeuge zur Analyse des Schneidkantenverschleißes

Um die Verschleißbeständigkeit der Versuchswerkstoffe zu untersuchen, wurden Dauerhubversuche durchgeführt. Hierfür wurden zwei bereits am Lehrstuhl vorhandene Schneidwerkzeuge verwendet und dazu umkonstruiert und umgebaut.

6.2.1 Dauerhubwerkzeug 1

Vorversuche mit Dauerhubwerkzeug 1 erzielten für den Beschnitt von Docol die gleichen Ergebnisse hinsichtlich der Verschleißentwicklung wie mit dem komplexeren Dauerhubwerkzeug 2 (siehe Kapitel 6.2.2). Daher konnten die Versuchsreihen mit Blechwerkstoff Docol kostengünstiger mit Dauerhubwerkzeug 1 ausgeführt werden. Hierzu wurden im Dauerhubbetrieb 4 mm lange Segmente von den 50 mm breiten Blechstreifen abgeschnitten, wodurch der Werkzeugverschleiß und die Schnittflächenkenngrößen in Abhängigkeit der Hubanzahl analysiert werden konnten. Abbildung 6-7 zeigt den Aufbau des Versuchswerkzeugs. Die äußeren Abmessungen betragen 250 mm x 200 mm x 243 mm. Aufgrund der geringen Komplexität wird auf eine Unterteilung in Ebenen an dieser Stelle verzichtet. Die Matrize ist auf der Grundplatte des stehenden Vier-Säulen-Gestells verschraubt. Sie stützt sich nach hinten gegen die Blechführungsschiene ab, in der sie zusätzlich über eine Schraubenverbindung fixiert ist. Der Niederhalter ist in die Niederhalterplatte verschraubt. Diese wird über vier Kugelhülsen auf den Führungssäulen geführt. Vier Schraubenfederpakete zwischen Werkzeugoberteil und Niederhalter erzeugen die Niederhalterkraft. Der Stempel befindet sich im Werkzeugoberteil, das ebenfalls über vier Kugelhülsen auf den Säulen geführt wird. Er ist sowohl in Z-Richtung als auch in X-Richtung mit dem Werkzeugoberteil verschraubt. Die Schneidspalteinstellung erfolgt über Einlegen von Distanzen zwischen Matrize und Blechführungsschiene.

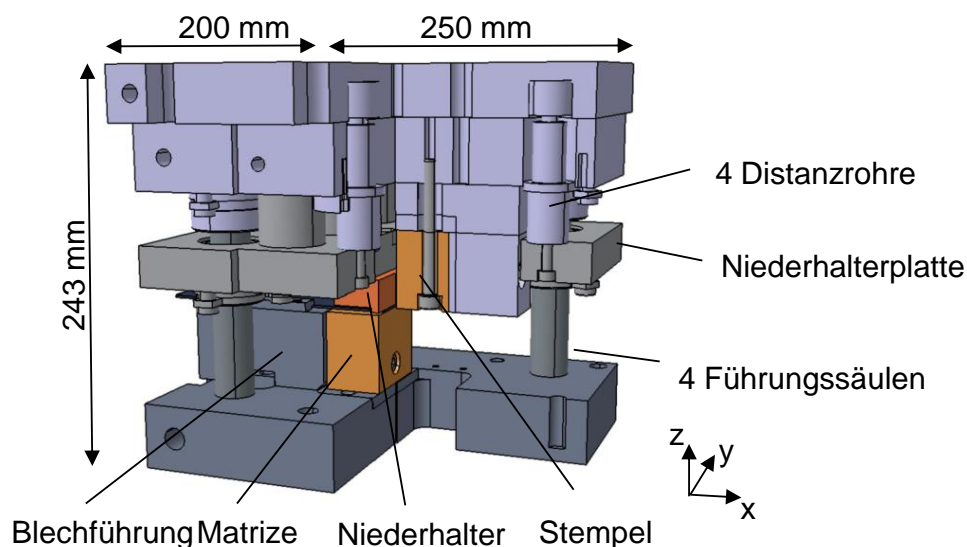


Abbildung 6-7: Dauerhubwerkzeug 1

6.2.2 Dauerhubwerkzeug 2

Aufgrund der erwarteten hohen Querkräfte kam beim Abschneiden des pressgehärteten Usibor ein steiferes Versuchswerkzeug zum Einsatz. Es hat die äußeren Abmaße 750 mm x 600 mm x 369 mm. Die prinzipielle Funktionsweise entspricht der von Dauerhubwerkzeug 1. Das Dauerhubwerkzeug 2 wurde jedoch speziell für das Scherschneiden von höchstfesten Blechwerkstoffen, mit dem Ziel, mögliche Verlagerungen im Werkzeug auf ein Minimum zu reduzieren, entwickelt [HIRS09]. Abbildung 6-8 zeigt das Werkzeug und einen Y-Schnitt, in dem die Maßnahmen, die zur hohen Steifigkeit führen, sichtbar sind:

- Sämtliche Plattendicken sowie der Durchmesser der vier Führungssäulen sind stark überdimensioniert.
- Niederhalter- und Stempelenne werden über spielfreie Präzisions-Rollenkäfige auf den Führungssäulen geführt.
- Zwischen Niederhalter- und Matrizenebene sind ein Verriegelungsbolzen und ein Abstützblock integriert.
- Alle Einzelteile sind im einstelligen μ -Bereich toleriert und hochgenau gefertigt.
- Bis auf Kopf- und Grundplatte sind alle Platten gehärtet.

Der Stempelhalteblock ist schwimmend gelagert. In ihm ist der Stempel über Passflächen in X-Richtung positioniert und über Schraubenverbindungen fixiert. Die Positionierung in Y-Richtung erfolgt über plan geschliffene Montagehilfen, die nach der Verschraubung wieder entfernt werden. Die Matrize ist im Werkzeugunterteil verschraubt. Ihre Position ist sowohl in X- als auch in Y-Richtung über Passflächen festgelegt. Die Schneidspalteinstellung erfolgt direkt über die Dimensionierung der Aktivelemente.

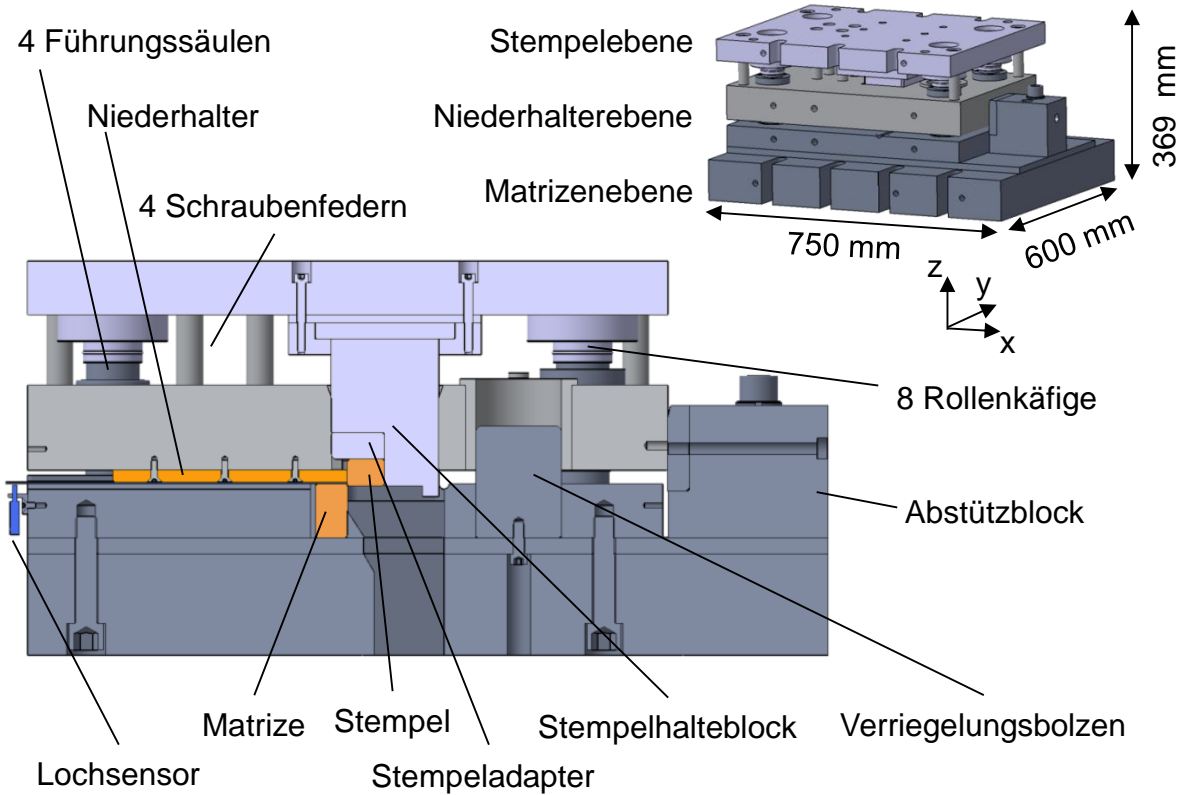


Abbildung 6-8: Dauerhubwerkzeug 2; Gesamtansicht und Y-Schnitt durch die Werkzeugmitte

6.3 Geometrische Änderungen an den Werkzeugen

Um die Prozesskräfte in Abhängigkeit des Werkzeugverschleißes messen zu können, müssen die Aktivelemente sowohl im Dauerhubwerkzeug 2 – zur Erzeugung des Verschleißes – als auch im Einzelhubwerkzeug – zur Messung der Prozesskräfte – montierbar sein. Hierfür mussten konstruktive Änderungen an beiden Werkzeugen gemacht werden. Abbildung 6-9 zeigt die in beiden Werkzeugen verbauten Aktivelemente. Ihre Breite von 120 mm war durch die seitlichen Passflächen im Dauerhubwerkzeug 2 vorgegeben. Als Höhe wurde die kleinstmögliche Größe gewählt und die Höhendifferenz im jeweils anderen Werkzeug durch Adapter ausgeglichen. Im Dauerhubwerkzeug 2 befindet sich der Adapter über dem Stempel, während im Einzelhubwerkzeug die Matrize auf einem Adapter befestigt ist. Auch beide Niederhalter wurden entsprechend der neuen Geometrien angepasst.

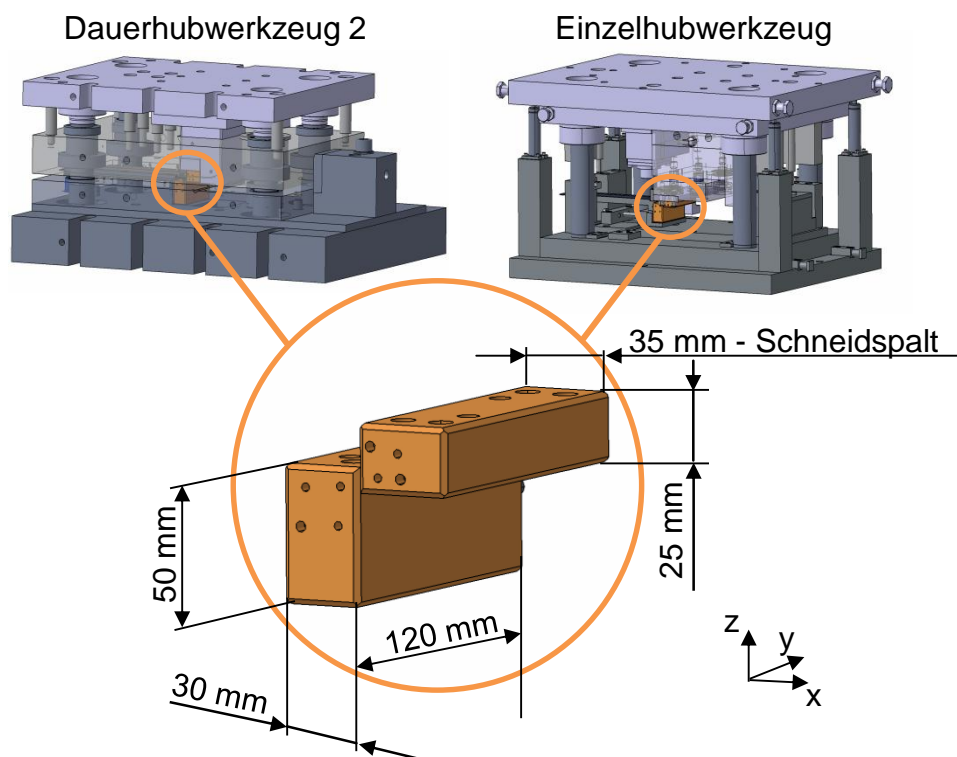


Abbildung 6-9: Kompatible Aktivelemente von Dauerhubwerkzeug 2 und Einzelhubwerkzeug

7 Versuchsdurchführung

7.1 Versuchsplan

Abbildung 7-1 fasst Vorgehensweise und Zielsetzung der Arbeit zusammen.

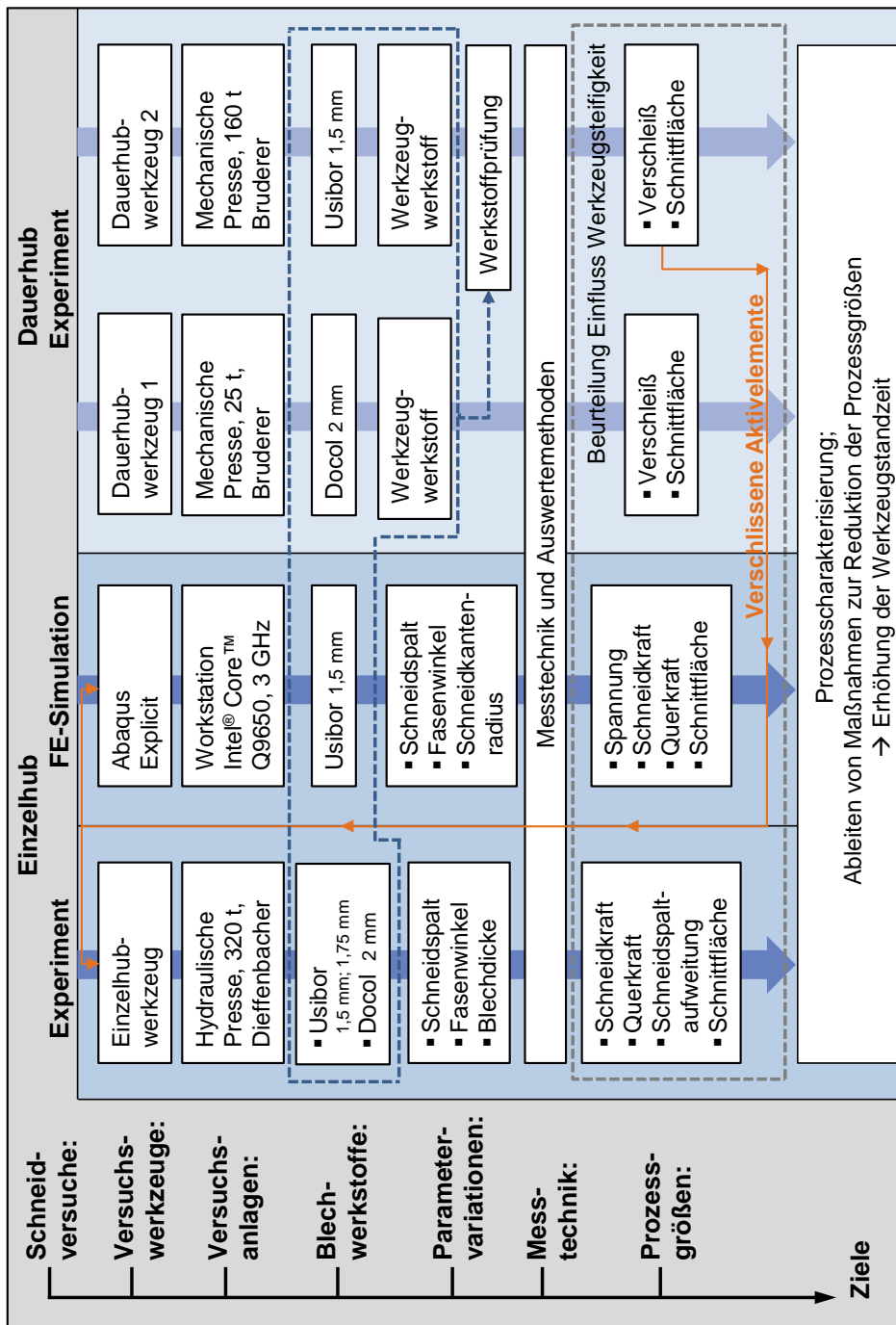


Abbildung 7-1: Versuchsplan

Wie aus dem Versuchsplan ersichtlich gliedern sich die Versuche in Einzelhub und Dauerhubversuche. Die Einzelhubversuche dienen der Untersuchung beschriebener Parameter und Prozessgrößen während eines Hubes. Hierzu zählt auch der virtuelle Versuch mittels FE-Simulation. Die Dauerhubversuche dagegen beinhalten Standzeituntersuchungen, in denen die Auswirkungen von mehreren aufeinander folgenden Hübten untersucht wurden.

7.2 Einzelhub – praktischer Versuch

Die Versuche wurden mit dem in Kapitel 6.1 vorgestellten Einzelhubwerkzeug auf der hydraulischen Presse aus Kapitel 4.1.1 durchgeführt. Sie verfolgen die Zielsetzung, den Abschneidprozess hinsichtlich seiner Phasen, Prozesskräfte, Schneidspaltaufweitungen und Schnittflächenkenngrößen zu charakterisieren, um so Optimierungspotentiale hinsichtlich einer Reduktion der Prozessgrößen aufzudecken. Zusätzlich wurden Versuche mit unterschiedlich stark verschlissenen Aktivelementen durchgeführt und so die Folgen des Werkzeugverschleißes analysiert. Beide Blechwerkstoffe wurden untersucht. Usibor kam dabei in zwei verschiedenen Dicken zum Einsatz.

7.2.1 Parametervariation

7.2.1.1 Konstante Parameter

Die Parameter Schneidgeschwindigkeit, Schneidkantenradius, Niederhalterkraft und Niederhalterspalt waren während der Versuchsreihen konstant. Die Schneidgeschwindigkeit wurde an der hydraulischen Presse auf 20 mm/s eingestellt. Durch die resultierenden Schneidkräfte, die dem hydraulischen Druck entgegen wirken, stellte sich eine tatsächliche Schneidgeschwindigkeit von ca. 9 mm/s ein. Der Schneidkantenradius von Stempel und Matrize betrug bei allen Versuchen 100 µm. Er wurde durch manuelles Schleifen und taktiles Vermessen an sechs Messpunkten iterativ auf die gesamte Schneidkante aufgebracht. Dies gilt für alle Aktivelemente der verwendeten Werkzeuge und ist beispielhaft in Abbildung 7-2 gezeigt. Die Niederhalterkraft wurde mit Hilfe von zwei Gasdruckfedern erzeugt und betrug

während der Schneidphase ca. 40 kN. Der Niederhalterspalt ergab sich aus der Breite des Niederhalters zu 1,2 mm.

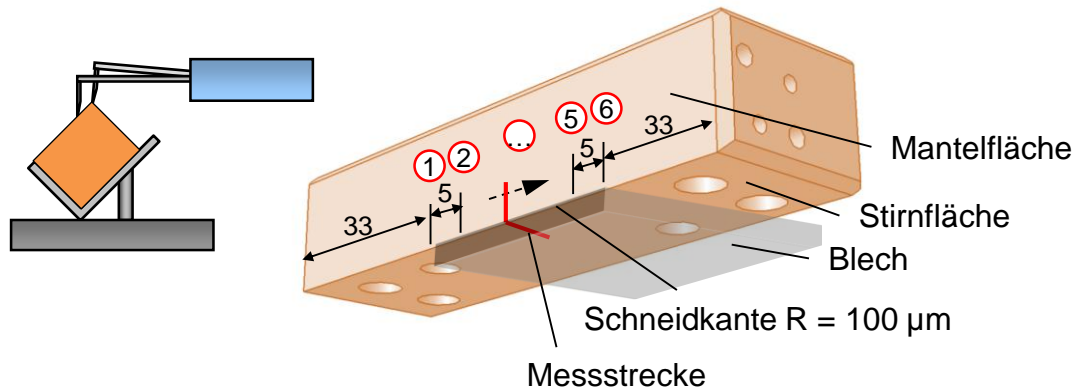


Abbildung 7-2: Präparation der Schneidkanten am Beispiel des kommunalen Stempels von Einzelhub- und Dauerhubwerkzeug 2; links: Taktile Vermessung der Schneidkante; rechts: Position der Messpunkte

7.2.1.2 Schneidspalt

In der Literatur werden für das Scherschneiden von Stahlwerkstoffen Schneidspalte zwischen 3 % und 14 % empfohlen, wobei für höher- und höchstfeste Werkstoffe zu den größeren Schneidspaltwerten geraten wird. In Anlehnung an diese Empfehlungen wurden zunächst Werte von 5 % bis 20 % für die beiden Blechdicken des Werkstoffs Usibor untersucht. Der Werkstoff Docol bricht homogener und ermöglicht dadurch eine genauere Bestimmung von Glattschnitt- und Bruchflächenanteil. Daher wurden für diesen Werkstoff auch Versuche mit sehr kleinen Schneidspalten bis zu 1 % durchgeführt. Tabelle 7-1 zeigt eine Übersicht der untersuchten Schneidspalte.

Blechwerkstoff und -dicke [mm]		Schneidspalt in % der Blechdicke								
		1,0	1,25	2,5	5	7,5	10	12,5	15	20
Usibor	1,5				x	x	x	x	x	x
	1,75				x	x	x	x	x	x
Docol	2,0	x	x	x	x	x	x	x	x	x

Tabelle 7-1: Schneidspaltvariation

7.2.1.3 Fasenwinkel

Durch abrasiven Verschleiß wird die Form der Schneidkanten verändert. Stirflächenverschleiß führt unter anderem zu Fasen an den Schneidkanten. Darüber hinaus zeigten Untersuchungen von [PANI12] die Möglichkeit einer Spannungsreduktion durch aufgeschliffene Fasen am Stempel. Zur Untersuchung der Auswirkungen angefaster Aktivelemente wurden Fasen mit einer Länge von 4 mm in Kombination mit den in Tabelle 7-2 aufgeführten Winkeln untersucht. Im Einzelhubversuch wurden die Fasen ausschließlich am Schneidstempel angebracht. Für die Analyse matrizenseitiger und kombinierter Stempel-Matrizen-Fasen wurde die FE-Simulation herangezogen (siehe Kapitel 7.3).

Jeder Fasenwinkel wurde im vollfaktoriellen Versuch mit den Schneidspaltvariationen von 5 % bis 20 % untersucht. Der Schneidkantenradius war dabei konstant 100 µm.

Blechwerkstoff und -dicke [mm]		Fasenwinkel α am Stempel [°]			
		0	2	7	20
Usibor	1,5	x	x	x	x
	1,75	x	x	x	x
Docol	2,0	x	x	x	x
Resultierende Höhe h [mm]		0	0,14	0,45	1,46

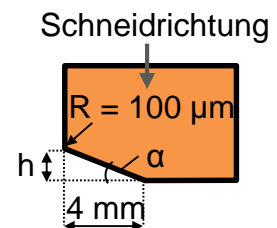


Tabelle 7-2: Variation des Fasenwinkels am Stempel

7.2.2 Auswertung der Prozesskräfte und Schneidspaltaufweitungen

Die Prozesskräfte und Schneidspaltaufweitungen wurden während der Versuchsreihen mit der Software catman Easy erfasst. Ihre Verläufe wurden in Abhängigkeit des vom Wegsensor detektierten Stempelwegs ausgewertet. Zur weiteren Verarbeitung und Visualisierung der Daten diente MS-Excel. Die Schneidspaltaufweitungen wurden immer relativ zum lastfreien Hub ermittelt. Die Maximalwerte der Schneidkraft, der Abdrängkraft und der Verlagerung wurden extrahiert und vergleichend gegenübergestellt. Darüber hinaus diente die Auswertung zur Prüfung der Wiederholgenauigkeit der durchgeführten Schneidversuche.

7.2.3 Auswertung der Schnittflächen

Da zu jeder Parameterkombination fünf Versuche durchgeführt wurden, standen jeweils fünf abgeschnittene Versuchsteile zur Vermessung bereit. Wie in Abbildung 7-4 verdeutlicht, wurde jedes Versuchsteil an seiner Gutteilseite an drei Stellen mit dem Profilmessgerät vermessen. Ausgewertet wurden Einzugshöhe, Glattschnitthöhe, Bruchflächenhöhe, Grathöhe und Bruchflächenwinkel. Für die vergleichende Analyse wurde der arithmetische Mittelwert der jeweils 15 Messstellen gebildet.

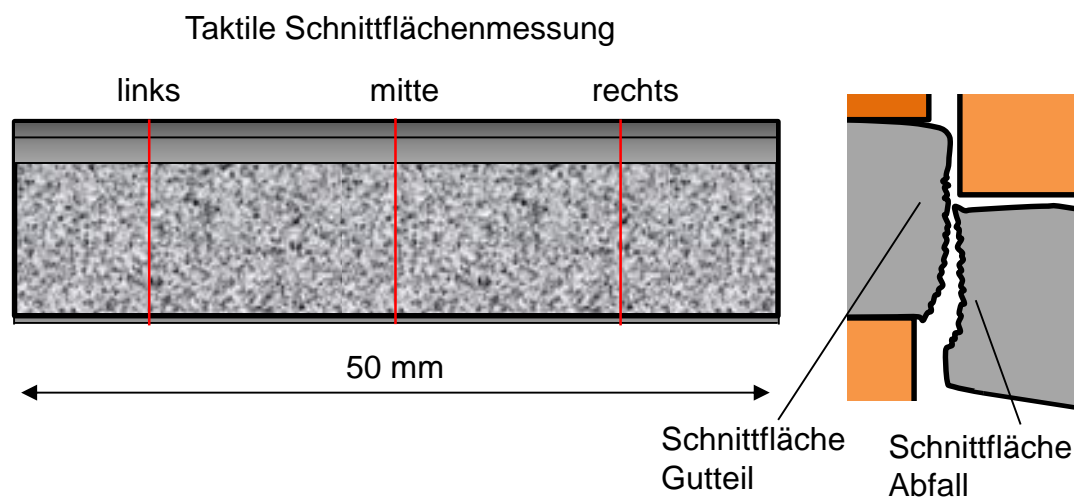


Abbildung 7-4: Taktile Schnittflächenmessung am Gutteil

7.3 Einzelhub – FE-Simulation

Das primäre Ziel der FE-Simulation war die Berechnung und Visualisierung der Prozessspannungen in den Aktivelementen in Abhängigkeit der Stempeleintauchtiefe am Beispiel des Blechwerkstoffes Usibor (1,5 mm). Während die praktischen Einzelhubversuche eine Prozessoptimierung hinsichtlich reduzierter Prozesskräfte anstrebten, verfolgte die FE-Simulation eine Optimierung hinsichtlich reduzierter Vergleichsspannungen. Dabei stand die qualitative, vergleichende Analyse der Ergebnisgrößen im Vordergrund. Es wird kein Absolutheitsanspruch erhoben. Neben den Spannungen in den Aktivelementen wurden auch die Spannungen im

Blechwerkstoff, insbesondere die für den Bruchvorgang ausschlaggebenden Zug- und Druckspannungen, betrachtet.

7.3.1 Modellaufbau

Abbildung 7-5 zeigt den Aufbau des Simulationsmodells in Abaqus/Explicit v6.10. Es basiert auf dem in [NOTH12b] diskutiertem Modell, wird aber hier nochmals genau beschrieben. Der Schneidvorgang wurde als zweidimensionales Modell im ebenen Dehnungszustand implementiert. Dies ist aufgrund des großen Verhältnisses von Blechbreite zu Blechdicke zulässig. Alle Bauteile wurden in ihrer wahren Größe abgebildet.

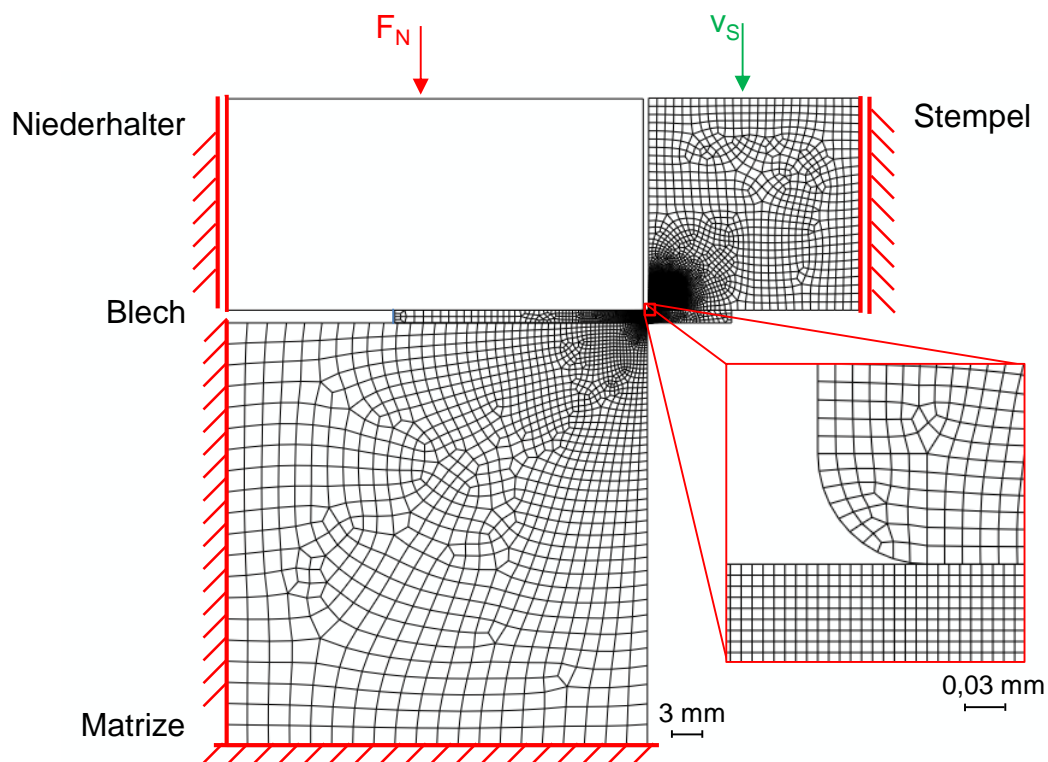


Abbildung 7-5: Simulationsmodell mit Vernetzungen und Randbedingungen

Die Randbedingungen wurden wie in Abbildung 7-5 skizziert gewählt. Dabei beträgt die Niederhalterkraft 800 N und die Stempelgeschwindigkeit 9 mm/s. Beide Werte wurden entsprechend den Versuchsbedingungen gewählt. Die geometrischen Randbedingungen entsprechen einem unendlich steifen Werkzeug. Der Schneidvorgang wurde in 30 Simulationsschritte unterteilt. Zur Berechnung der Spannungen

wurden Stempel und Matrize vernetzt und als elastische Körper mit den Standard-Materialeigenschaften von Stahl modelliert ($E = 210.000 \text{ MPa}$, $\rho = 7,8 \text{ kg/dm}^3$, $\nu = 0,3$). Entlang des Schneidkantenradius von 0,1 mm enthalten sie jeweils acht Elemente. Dies entspricht einer kleinsten Elementlänge von 0,02 mm. Eine derart feine Vernetzung war notwendig, um den sehr kleinen Radius genau genug abzubilden und die Maximalspannungen, die sich im Bereich der Schneidkante befinden, exakt genug aufzulösen. Der Niederhalter bildet ausschließlich geometrische Informationen ab. Er wird daher als Starrkörper modelliert. Auf ihn wirkt die Niederhalterkraft F_N , die er direkt auf das Blech überträgt. Dieses verfügt über ein elasto-plastisches Materialmodell und ist mit insgesamt 17000 Elementen sehr fein vernetzt. Im Bereich der Scherzone befinden sich, mit einer Seitenlänge von 0,01 mm, die kleinsten Elemente. Für alle Netze wurden vierseitige, speziell für den ebenen Dehnungszustand ausgelegte Elemente des Typs CPE4R verwendet. Um zu große Elementverzerrungen aufgrund des hohen Umformgrades in der Scherzone zu vermeiden, wurde eine adaptive Netzanpassung verwendet: das Arbitrary-Lagrangian-Eulerian- (ALE-) Verfahren. Es ermöglicht, Knoten unabhängig von der zugrunde liegenden Geometrie zu verschieben, wobei die Netztopologie, also die Elemente und ihre Verbindungen, erhalten bleiben.

In der expliziten Berechnung ist die Größe des maximalen Zeitschritts Δt , der sich für den ebenen Dehnungszustand nach *Formel 7-1* berechnet, begrenzt.

$$\Delta t = \frac{L_{min}}{c_d} \text{ mit } c_d = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\nu)}} \quad \text{Formel 7-1}$$

Darin bedeuten:

Δt	Zeitschritt [s]
L_{min}	minimale Elementkantenlänge [mm]
c_d	Schallgeschwindigkeit [mm/s]
E	Elastizitätsmodul [MPa]
ρ	Dichte [kg/dm^3]
ν	Querkontraktionszahl [-]

Die sehr kleinen Elementlängen L in der Scherzone implizieren im hier vorgestellten Simulationsmodell einen maximalen stabilen Zeitschritt von $9,8 \times 10^{-8}$ Sekunden. Dies bedeutet bei einer durchschnittlichen Simulationsdauer von ca. 0,1 Sekunden über eine Million Zeitschritte pro Simulation und damit sehr lange Rechenzeiten. Zur Verkürzung der Rechenzeit bietet ABAQUS die Möglichkeit der Massenskalierung. Durch Definition eines Zielzeitschritts wird die Dichte der kleinsten Elemente angehoben. [DASS10] Es wurde ein Zielzeitschritt von 10^{-6} Sekunden gewählt. Dies bedeutet, dass die Dichte aller Elemente, deren natürlicher Zeitschritt ohne Massenskalierung kleiner ist als der Zielzeitschritt, um einen maximalen Faktor von 100 skaliert wird. Ein Nachteil der Massenskalierung sind induzierte Schwingungen, die vor allem dann auftreten, wenn sie gleichzeitig mit einer adaptiven Netzverfeinerung angewendet wird.

Als Grundlage für das Materialmodell des Bleches diente die im Zugversuch ermittelte Fließkurve des pressgehärteten Werkstoffs Usibor (siehe Kapitel 5.2). Aufgrund der Werkstoffisotropie wurde die Fließbedingung nach von Mises [MISE13] verwendet. Die Materialverfestigung wurde anhand der Verfestigungsmodelle Ludwik (*Formel 7-2*) und Hockett-Sherby (*Formel 7-3*) wiedergegeben [HOCK75, LUDW09].

$$k_{f_{Ludwik}} = k_{f0} + d \cdot \varphi^n \quad \text{Formel 7-2}$$

$$k_{f_{Hockett-Sherby}} = k_{fg} - (k_{fg} - k_{f0}) \exp(-e\varphi^m) \quad \text{Formel 7-3}$$

Die jeweiligen Materialparameter wurden durch Anpassung an die Fließkurve aus dem Zugversuch ermittelt: $d = 1628,8$, $n = 0,36$, $k_{f0} = 1170,2$, $k_{fg} = 1645,7$, $e = 72,60$, $m = 0,90$. Basierend auf diesen Werten konnten die besten Ergebnisse mit der in *Formel 7-4* beschriebenen, linearen Kombination der beiden Gleichungen mit dem Kombinationsfaktor $\varepsilon = 0,11$ erzielt werden:

$$k_f = \varepsilon \cdot k_{f_{Ludwik}} + (1 - \varepsilon) \cdot k_{f_{Hockett-Sherby}} \quad \text{Formel 7-4}$$

Zur Bruchdarstellung in der FEM bedarf es einer Erweiterung des Materialmodells um ein Bruchkriterium. In den hier gezeigten Simulationen kam die Mohr-Coulomb-Versagenshypothese zum Einsatz. Sie ist spannungsbasiert und wurde ursprünglich

zur Versagensmodellierung von spröden Materialien, die Zugspannungen nicht oder nur sehr beschränkt aufnehmen können, entwickelt. [BAI10] wies seine Eignung auch für die Bruchbeschreibung von hochfesten Stählen nach. Das Auftreten einer Schädigung wird durch die Schädigungsvariable D abgebildet:

$$D = \int_0^{\varphi_B} \frac{d\varphi}{f(\eta, \bar{\theta})} \quad \text{Formel 7-5}$$

$$\text{Mit } \eta = \frac{\sigma_h}{\sigma_v} \quad \text{Formel 7-6} \quad \bar{\theta} = 1 - \frac{6\theta}{\pi} \quad \text{Formel 7-7}$$

Darin bedeuten:

φ	Umformgrad
φ_B	Umformgrad bei Bruch
σ_h	hydrostatische Spannung [MPa]
σ_v	Vergleichsspannung [MPa]
η	Spannungstriaxialität [-]
$\bar{\theta}$	normierter Lodewinkel [-]
θ	Lodewinkel [rad]

Es kommt zum Elementversagen, wenn die Schädigungsvariable D den Wert 1 erreicht. Das entsprechende Element wird dann mit der in Abaqus implementierten Element-Kill-Methode vollständig gelöscht. In allen Simulationen wurde, falls nicht anders beschrieben, mit dem Coulombschen Reibgesetz und einem für Stahl-Stahl-Paarungen typischen Reibwert von 0,1 gerechnet. Die AISi-Beschichtung wurde aufgrund der komplexen Modellierung nicht berücksichtigt.

7.3.2 Parametervariation und Auswertung der Prozessgrößen

Als Blechwerkstoff diente der in das beschriebene Materialmodell überführte Werkstoff Usibor (1,5 mm). Die Fasenwinkel der Einzelhubversuche wurden mit den Schneidspalten 5 %, 10 % und 15 % sowohl einseitig am Stempel und an der Matrize als auch beidseitig nachgebildet. Zusätzlich wurde der Einfluss des Schneidkantenradius untersucht, indem dieser mit den Werten 50 μm , 100 μm und 200 μm

modelliert wurde. Auch hier erfolgte die Analyse einseitig und beidseitig. Tabelle 7-3 zeigt die durchgeführten Parametervariationen.

Fasenwinkel [°]		0			2	7	20
Radius [µm]		50	100	200	100	100	100
Schneidspalt [%]	5	x			x	x	x
	10	x			x	x	x
	15	x			x	x	x

Tabelle 7-3: Parametervariation in der FEM; Variation Fase und Radius für Stempel, Matrize und Kombination Stempel-Matrize

Ausgewertet wurden der örtliche und der zeitliche Verlauf der Vergleichsspannungen nach von Mises in den Aktivelementen sowie die auftretenden Prozesskräfte und die plastische Verformung an den Schnittflächen.

7.4 Dauerhub

7.4.1 Parametervariation

Die Dauerhubversuche wurden mit den Dauerhubwerkzeugen aus Kapitel 6.2 durchgeführt. In beiden Werkzeugen wurden die Parameter Schneidspalt, Schneidkantenradius, Niederhalterkraft, Niederhalterspalt, Schneidgeschwindigkeit und Eintauchtiefe nicht variiert. Der Schneidspalt wurde zu Beginn jeder Versuchsreihe auf 10 % der Blechdicke eingestellt und die Schneidkantenradien auf 100 µm präpariert. Die Niederhalterkraft wurde in beiden Werkzeugen mit Schraubenfedern realisiert. Während der Schneidphase betrug sie ca. 40 % der maximalen Schneidkraft. Der Niederhalterspalt betrug 0,65 mm. Die Schneidgeschwindigkeit ergab sich durch die Kinematik der Schnellläuferpressen. Sie lag bei der gewählten Hubzahl von 200 Hübe/Minute bei ca. 0,13 m/s. Die Eintauchtiefe maß 1 mm.

Die Versuche mit Dauerhubwerkzeug 1 verfolgten das Ziel, den Werkzeugverschleiß für verschiedene Werkzeugwerkstoffe in Abhängigkeit der Hubanzahl zu ermitteln. Zum Einsatz kamen die beiden Werkzeugwerkstoffe 1.2379 und HWS. Als Blechwerkstoff wurde Docol verwendet. Ausgewertet wurden der Verschleiß an den Schneidkanten und die Schnittflächenbeschaffenheit der Schnittteile.

Das Dauerhubwerkzeug 2 kam aufgrund der erhöhten Querkräfte beim Schneiden des pressgehärteten Blechwerkstoffs Usibor zum Einsatz. Auch hier wurden die Werkzeugwerkstoffe 1.2379 und HWS untersucht. Da der Blechwerkstoff wegen seiner hohen Festigkeit nicht als Coil bereitgestellt werden kann, wurden die Versuche mit gelaserten Streifen durchgeführt. Zur Gewährleistung einer kontinuierlichen Zuführung wurden die Streifen nach [HIRS09] an ihren Enden über eine Puzzlegeometrie, wie sie Abbildung 7-6 zeigt, gefügt und über eine Schiene der Presse zugeführt. Bei einer Vorschublänge von 4 mm können so maximal 250 Hübe durchgeführt werden, bevor der Prozess gestoppt werden muss, um das Blech per Hand über die Fügestelle vorzuschieben. Damit der Schnitt niemals innerhalb der Fügestelle zu liegen kommt, wurde die Hubanzahl je Streifen auf 246 Hübe begrenzt. Die Dauerhubversuche dienten auch zur Ermittlung der Auswirkungen von Verschleiß auf die Prozesskräfte und auf die Schnittflächenkenngrößen. Hierfür wurden nach bestimmten Intervallen die verschlissenen Aktivelemente in das Einzelhubwerkzeug montiert, um die Prozesskräfte aufzuzeichnen.

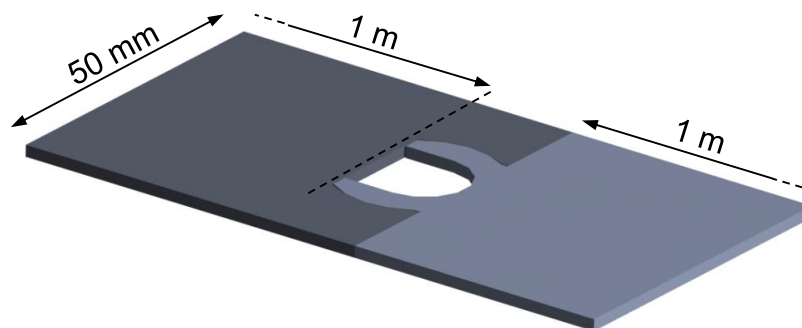


Abbildung 7-6: Fügeverbindung an den Streifenenden des Werkstoffs Usibor

7.4.2 Auswertung des Schneidkantenverschleißes, der Schnittflächenkenngrößen und der Prozesskräfte

Die Auswertung des Schneidkantenverschleißes und der Schnittflächenkenngrößen erfolgte mittels taktile Vermessung an den in Abbildung 7-2 und Abbildung 7-4 definierten Messpunkten. Beim Schneiden des Blechwerkstoffs Docol erfolgte die Vermessung nach den Hubzahlintervallen 0, 10.000, 25.000, 50.000, 75.000 und 100.000. Beim Schneiden des Blechwerkstoffs Usibor musste das Werkzeug

aufgrund starker Verschmutzung, die durch das prozessbedingte Ablösen der AISi-Beschichtung hervorgerufen wurde, in kürzeren Hubzahlintervallen ausgebaut und gesäubert werden: 10.000, 25.000, 40.000, 55.000, 70.000, 85.000 und 100.000. Alle Intervalle wurden auch für die Vermessung genutzt. Zum Erfassen der Prozesskräfte wurden die Aktivelemente nach jeder Vermessung in das Einzelhubwerkzeug eingebaut und damit fünf Schnittteile produziert. Dabei wurden die Prozesskräfte wie in 6.1.2 beschrieben erfasst und die entstandenen Schnittteile taktil vermessen.

Die Dokumentation der verschlissenen Aktivelemente und der Schnittflächen erfolgte neben der taktilen Vermessung auch mit Hilfe der Mikroskopie.

8 Versuchsergebnisse

8.1 Validierung des Simulationsmodells

Die Validierung des Simulationsmodells erfolgte anhand einer nach [RABE08] dafür geeigneten Technik: dem Ergebnisvaliditätstest. Der Vergleich von auftretenden Ereignissen und deren zeitlicher Verlauf im Simulationsmodell mit der Realität gibt Aufschluss über die vorhandene Abbildungsgenauigkeit. Im untersuchten Simulationsmodell sind die maximalen Schneid- und Querkräfte, deren Verlauf über der Stempelintauchtiefe und die Beschaffenheit der Schnittflächen die zu vergleichenden Ereignisse. Abbildung 8-1 stellt die Maxima der Prozesskräfte aus Simulation und Versuch gegenüber. Die Höhe der maximalen Schneidkräfte stimmt mit einer durchschnittlichen Abweichung von 4 % sehr gut überein. Bei den Querkräften treten für 20°-Fasen größere Abweichungen von maximal 40 % auf. Die Ursache hierfür liegt im verwendeten Blechwerkstoff, denn die gleichen Versuche mit anderer Blechdicke (1,75 mm) oder anderem Werkstoff (Docol) ergaben eine deutliche Steigerung der Querkraft bei 20°-Fase, entsprechend den Simulationsergebnissen (siehe Tabelle 11-1 im Anhang). Ausschließlich die Versuchsergebnisse des in der FE-Simulation untersuchten Werkstoffes weichen hiervon ab. Dies lässt auf Materialschwankungen des Versuchswerkstoffes schließen, die zu den erläuterten Abweichungen führten.

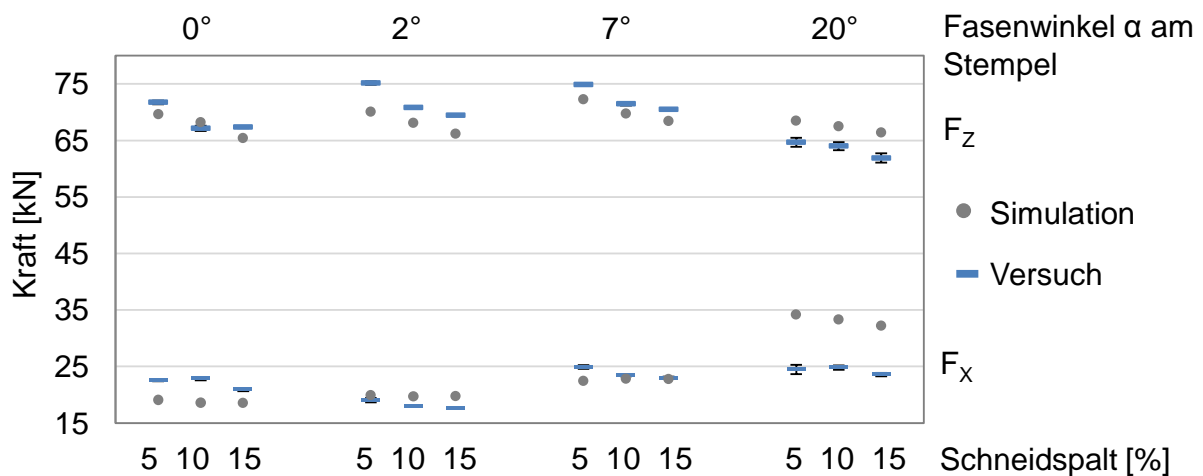


Abbildung 8-1: Vergleich der Schneid- und Querkraftmaxima aus Versuch und Simulation; Versuchsergebnisse mit Standardabweichungen

Der Verlauf der Prozesskräfte über dem Stempelweg ist in Abbildung 8-2 für Simulation und Versuch vergleichend gegenübergestellt. Auffallend ist die Abweichung der Geradensteigungen während der elastischen Verformung des Blechwerkstoffes. Die Steigung der Schneidkraftkurve aus den berechneten Daten ist 2,2-mal so groß wie die experimentell ermittelte. Am Ende der elastischen Gerade ergibt sich dadurch ein Versatz von ca. 0,15 mm. Durch das Anbringen von Messuhren im Versuchswerkzeug konnte festgestellt werden, dass dies auf Elastizitäten und anfängliche Off-Sets im Versuchsaufbau zurückzuführen ist. Es konnte ein Versatz von insgesamt 0,12 mm in Z-Richtung gemessen werden.

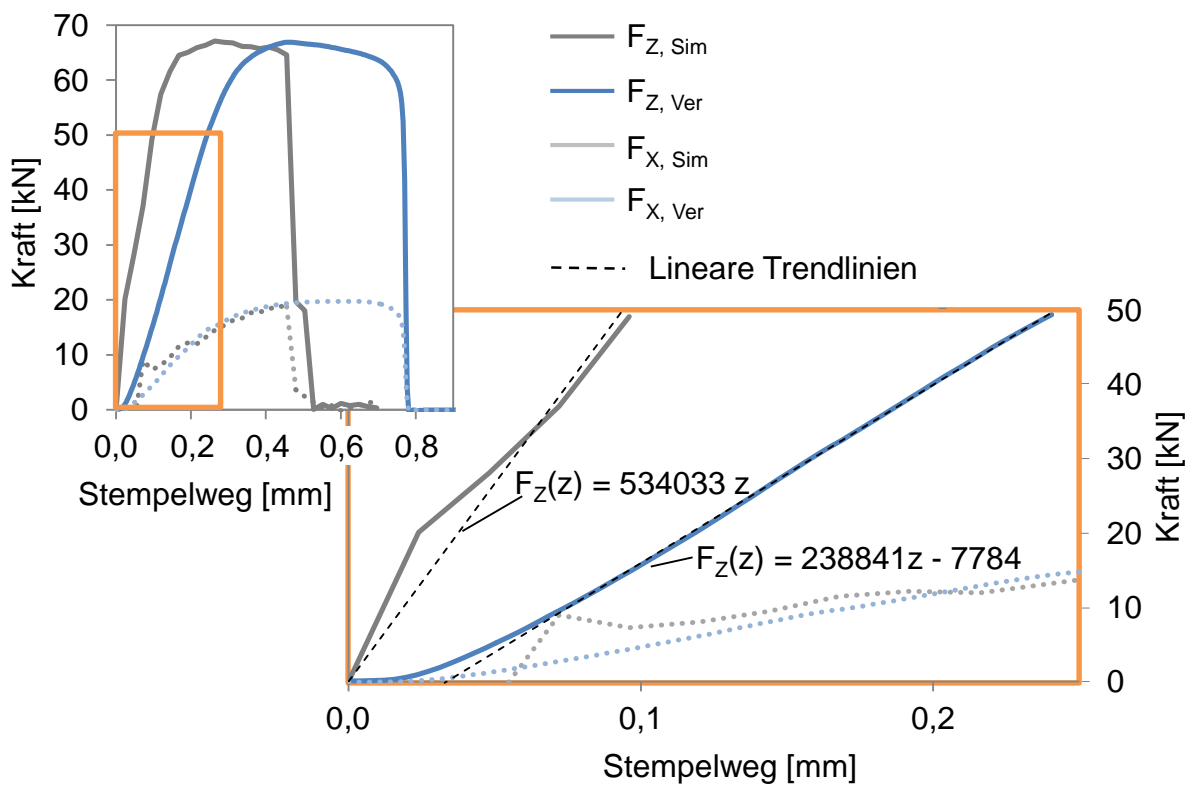


Abbildung 8-2: Verläufe der Prozesskräfte aus Simulation und Versuch über dem Stempelweg; Detailansicht: Geradensteigungen der Schneidkraftkurven während der elastischen Verformung; Schneidspalt: 10 %

In einer 2D-Simulation legt der Ort des Bruches die plastische Werkstoffverformung, d.h. die Summe aus Einzug und Glattschnitt, fest. Im Versuch kann dieser Ort bei spröden Werkstoffen entlang der Schnittlinie variieren. Daraus resultieren, insbesondere für den Werkstoff Usibor, relativ hohe Standardabweichungen bei der

Bestimmung von Einzug und Glattschnitt. Abbildung 11-5 im Anhang zeigt die Standardabweichungen für alle verwendeten Werkstoffe am Beispiel eines Schneidspalts von 10 % bei fassenlosem Stempel. Tendenziell sind die erreichten plastischen Deformationen in der Simulation geringer als im Versuch. Dies kann jedoch akzeptiert werden, da der Fokus der Auswertungen auf den Vergleichsspannungsmaxima liegt und diese bereits am Anfang der plastischen Verformung auftreten (siehe Kapitel 8.2). Abbildung 8-3 zeigt eine Gegenüberstellung der Bruchflächen aus Versuch und Simulation. Der wesentliche Unterschied befindet sich im Bereich des Einzugs. Dieser beinhaltet in den Versuchsergebnissen eine Stufe. Grund hierfür ist die spröde AlSi-Interdiffusionsschicht, die in diesem Bereich zu Abplatzungen neigt. Im Gegensatz dazu weisen die simulierten Schnittflächen keine Stufe auf, sondern einen kontinuierlichen Einzug, weil die Beschichtung in der FE-Simulation nicht abgebildet wurde. Des Weiteren sind kleinere Bruchflächenwinkel bei den Versuchsergebnissen, insbesondere bei einem Schneidspalt von 15 %, zu erkennen. Diese resultieren aus den Schneidspaltaufweitungen während des Prozesses, die in der Simulation nicht abgebildet wurden. In der Simulation bleibt der Schneidspalt aufgrund der angenommenen Randbedingungen, bis auf die elastische Verformung der Aktivelemente, konstant.

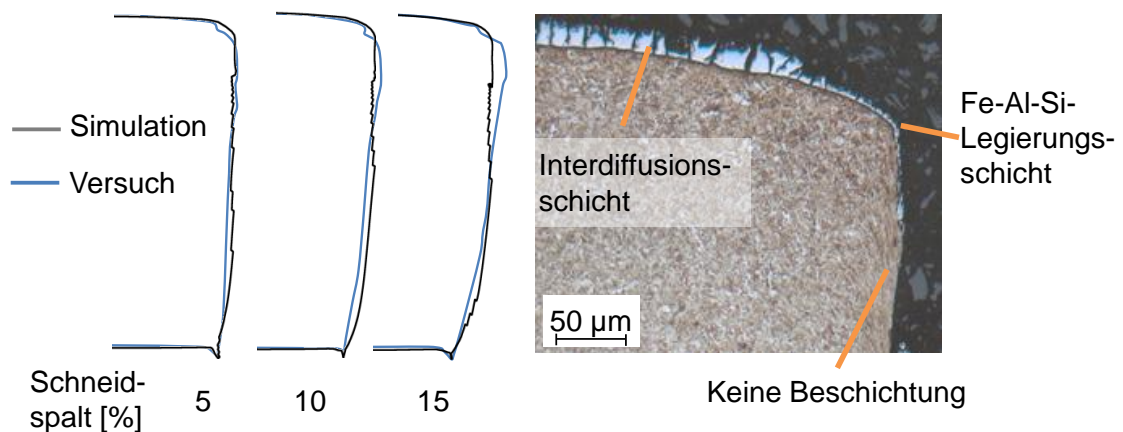


Abbildung 8-3: links: Vergleich der Schnittflächen aus Simulation und Versuch, rechts: Einzug und Glattschnitt mit vorherrschenden Beschichtungszuständen am Versuchsteil

Zusammenfassend konnte anhand der gewählten Ergebnisgrößen gezeigt werden, dass das zu validierende Simulationsmodell die Wirklichkeit hinreichend genau

abbildet und demnach für einen qualitativen Vergleich der Spannungen in den Aktivelementen herangezogen werden kann.

8.2 Charakterisierung des Scherschneidens mit offener Schnittlinie von pressgehärteten Blechen hinsichtlich Prozesskräften, Prozessspannungen und Schnittflächenentstehung

Die Beschreibung des Scherschneidens mit offener Schnittlinie von pressgehärteten Blechen erfolgt anhand der simulierten Prozesskräfte- und Vergleichsspannungen über dem Stempelweg, kombiniert mit präparierten Schliffen des Blechwerkstoffes Usibor aus dem Versuch. Der Fokus liegt dabei auf den resultierenden Prozesskräften und -spannungen in den Aktivelementen Stempel und Matrize. Der Spannungszustand im Blech wurde bereits in [ERDM04] beschrieben und wird an gegebenen Stellen zitiert. Die Schnittteile für die Schliffbilder wurden mittels Anschneidversuchen auf der hydraulischen Presse erstellt. Ab dem Moment der Berührung von Stempel und Blech wurde die Stempelleintauchtiefe in 0,1 mm-Schritten bis zum Werkstoffbruch vergrößert. Nach jedem Schritt wurde ein Hub ausgeführt und das angeschnittene Bauteil zur Schliffpräparation entnommen. Abbildung 8-4 führt die Prozessgrößen und die Schliffbilder zusammen. Die Haltepunkte 1 bis 6 kennzeichnen die tatsächlich ausgeführten Stempelleintauchtiefen. Diese weichen von den voreingestellten ab, da die Pressensteuerung die Stempelpositionierung in 0,1 mm-Schritten nicht exakt umsetzen konnte. Auf die Darstellung des Niederhalters wurde verzichtet, da die angeschnittenen Teile bereits elastisch zurückgedehnt sind und daher in diesen hineinragen würden.

Haltepunkte:

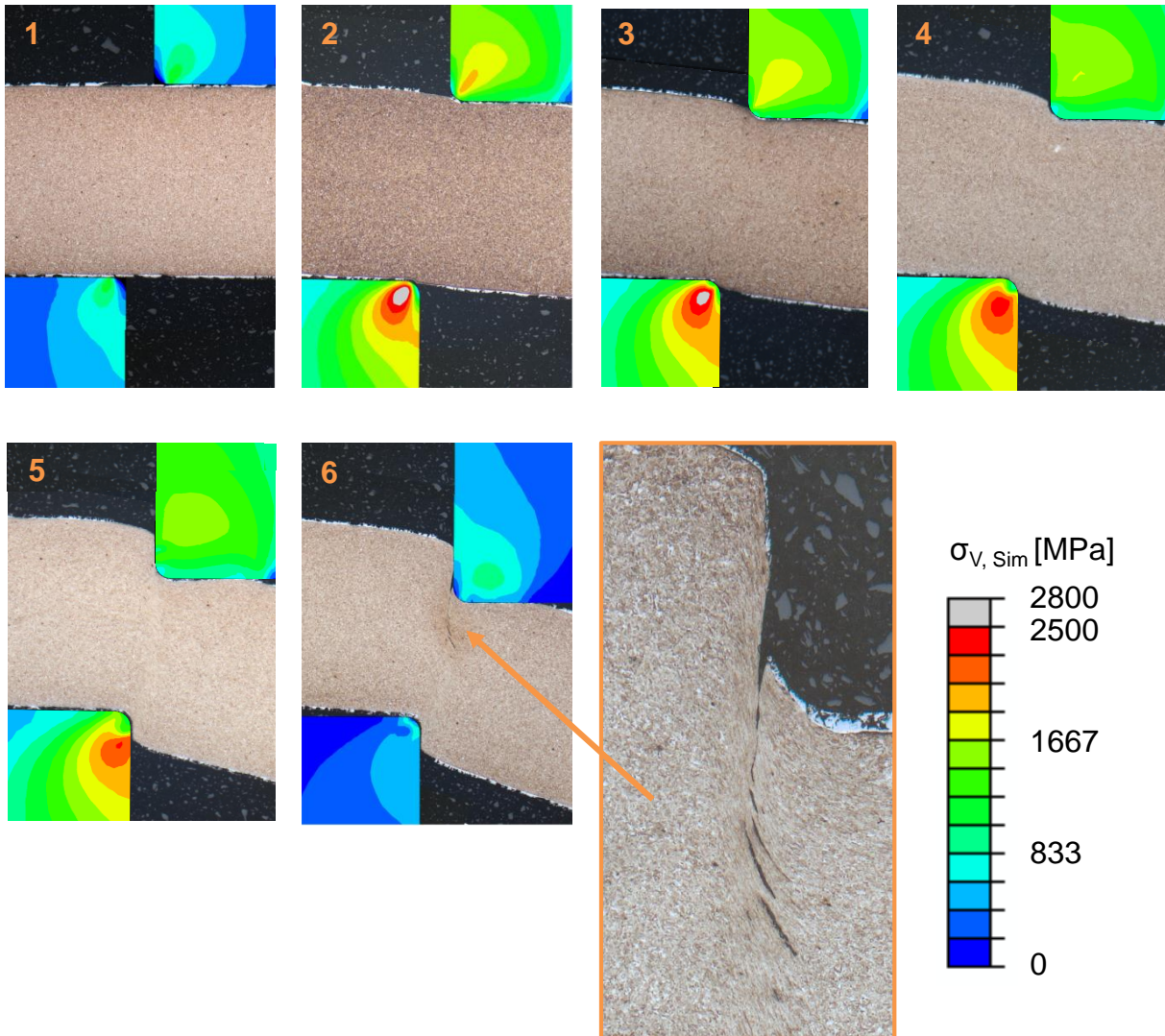
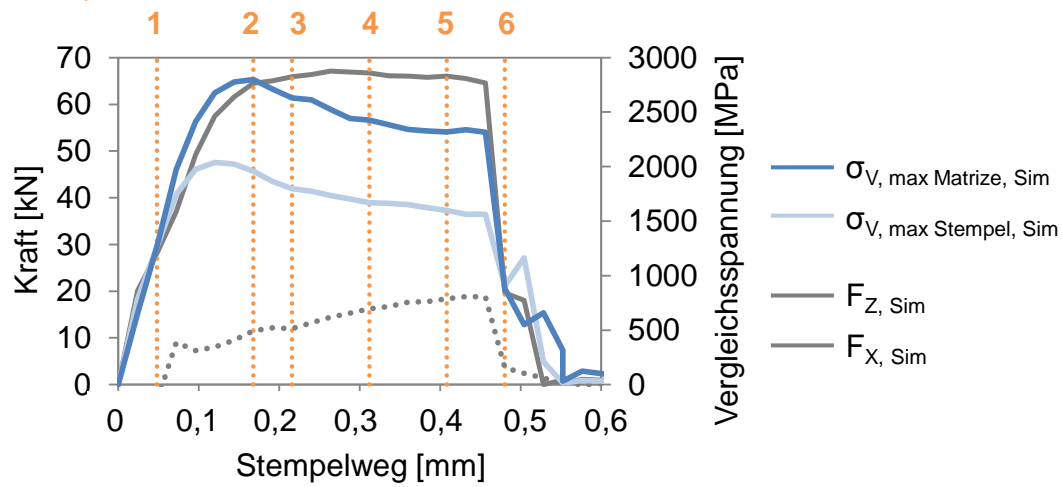


Abbildung 8-4: Anschneidversuche mit resultierenden Vergleichsspannungen in Stempel und Matrizze aus der FE-Berechnung; Schneidspalt: 10 %

Beim Erreichen des ersten Haltepunktes ist der Blechwerkstoff fast ausschließlich elastisch verformt. Nur unter den Schneidkanten befinden sich kleine Zonen minimaler plastischer Verformungen mit einem maximalen Vergleichsumformgrad von 0,009. Diese erzeugen bereits erste Einrisse in der AlSi-Interdiffusionsschicht. Stempelseitig sind die Verformungen größer als matrizenseitig. Sowohl die Prozesskräfte als auch die maximalen Prozessspannungen steigen bis zu dieser Phase linear an. Die Lage des Vergleichsspannungsmaximums befindet sich bei beiden Aktivelementen am stirnseitigen Ende des Schneidkantenradius ca. 0,03 mm unter der Oberfläche.

Zwischen den Haltepunkten 1 und 2 setzt die plastische Verformung am gesamten Blechquerschnitt ein. Damit beginnt die Ausbildung von Einzug und Grat. Die AlSi-Interdiffusionsschicht ist im Bereich des Einzugs aufgrund der großen lokalen Dehnungen komplett abgeplatzt. Lediglich die darunter liegende Fe-Al-Si-Legierungsschicht mit einer Dicke von 3 bis 4 μm ist noch vorhanden (siehe Abbildung 8-3). Zwischen Stempel und Blech formt sich eine Berührzone aus. Bei einem Schneidspalt von 10 % ist diese ca. 0,6 mm breit. Sie ist von zentraler Bedeutung für die Entstehung der Spannungen im Stempel, da über sie der Großteil an wirkenden Kontaktnormal- und Reibkräften in den Werkstoff eingeleitet wird. Weiterhin spielt die Berührzone eine wichtige Rolle bei der Entstehung von Stirnflächenverschleiß. Unter Kontaktdruck zwischen Stempel und Blech kommt es dort zu Relativbewegungen aufgrund von Materialfluss und horizontaler Stempelbewegung. An der Matrzenschneidkante werden die Kräfte analog eingeleitet. Allerdings verhindert hier der Niederhalterdruck das Ausformen einer sichtbaren Berührzone. Die an Stempel und Matrize wirkenden Prozesskräfte erzeugen ein Biegemoment mit einem vom Schneidspalt abhängigen Hebelarm. Das Biegemoment hat eine Kippung des freien Blechendes in den Matrizenkanal zur Folge [ERDM04]. Während sich die Steigungen der Kraftkurven in diesem Bereich von linear zu degressiv verändern, erreichen die Vergleichsspannungen in Stempel und Matrize ihre Höchstwerte. Im Stempel wird aufgrund der stärkeren plastischen Verformung das Maximum ca. 0,05 mm früher erreicht als in der Matrize. Dabei liegt der Betrag der maximalen Vergleichsspannung in der Matrize um ca. 700 MPa über

der maximalen Vergleichsspannung im Stempel. Lokalisiert sind die Maximalwerte in der Nähe des Kreismittelpunktes des jeweiligen Schneidkantenradius, also ca. 0,1 mm unter der Werkzeugoberfläche.

Im weiteren Verlauf steigen beide Kraftkurven, bis zum Erreichen des Schneidkraftmaximums zwischen den Haltepunkten 3 und 4, fortlaufend degressiv an. Am Schnittteil bildet sich bis Haltepunkt 3 der Einzug weiter aus und wird zwischen Haltepunkt 3 und 4 von der Glattschnittentstehung überlagert. Diese ist erst nach der Überschreitung des Kraftmaximums im Haltepunkt 4 auf der Blechoberseite zu erkennen. Die noch vorhandenen Beschichtungsreste werden in den beginnenden Glattschnitt hineingezogen. Da nach [SPUR85] die Schneidkraft dann wieder abnimmt, wenn die Querschnittsabnahme gegenüber der Kaltverfestigung überwiegt, spiegelt die Abnahme der Schneidkraft bei nur geringer Querschnittsabnahme im Haltepunkt 4 die geringe Kaltverfestigung des Werkstoffes Usibor wider. Die Vergleichsspannungen in den Aktivelementen sinken in diesem Bereich kontinuierlich ab und bewegen sich aufgrund der weiter zunehmenden Querkraft weg von den Stirnflächen weiter in den Werkstoff hinein. Grund für die sinkenden Vergleichsspannungen ist die wachsende Kontaktfläche, die sich während der plastischen Werkstoffverformung über die Schneidkantenradien auf die Mantelflächen ausweitet. Der herrschende Kontaktdruck in Kombination mit der Relativbewegung zwischen den Mantelflächen der Aktivelemente und dem Blech fördert die Entstehung von Mantelflächenverschleiß.

Im Haltepunkt 5 ist der Glattschnittanteil am Bauteil bereits deutlich ausgeprägt. Die Schneidkraft sinkt aufgrund der Querschnittsabnahme kontinuierlich weiter ab. Die Querkraft steigt dagegen bis zur Entstehung der ersten Mikrorisse weiter an, da sie vom Biegemoment abhängig ist. Dieses überträgt umso mehr Querkräfte auf den Stempel, je mehr Werkstoff sich im Schneidspalt befindet. Zusätzlich entstehen Querkräfte durch den Blechfluss unter der Stempelstirnfläche (siehe Kapitel 8.4.1). Auffallend ist die Höhe des Querkraftmaximums. Es ist mit ca. 30 % des Schneidkraftmaximums höher als bei nicht pressgehärteten Blechen. Dies beruht, wie unter Kapitel 8.4.1 nachgewiesen wird, auf der rauen Beschichtung, die zu einer Erhöhung

des Reibwerts zwischen Blech und Stempel führt und damit auch zu einer Erhöhung der Querkräfte. Die maximalen Vergleichsspannungen in Stempel und Matrize sinken aufgrund der fortwährend zunehmenden Berührzone an der Stempelmantelfläche weiter ab. Kurz vor der Bruchinitiierung bleiben die Spannungen in etwa konstant. Ursache hierfür sind die bis zur Rissinitiierung ansteigenden Querkräfte, die in diesem Bereich den durch die Zunahme der Berührzone bedingten Spannungsabfall ausgleichen.

Im Haltepunkt 6 sind deutliche Anrisse von der Blechoberseite bis zur -mitte erkennbar. Im Gegensatz zum Lochen entstehen diese an der Stempelseite, da dort zusätzlich zu den Scherspannungen überlagerte Zugspannungen aus der Biegung auftreten, die den Rissbeginn begünstigen. An der Matrize dagegen wirken zusätzliche, aus der Biegung resultierende Druckspannungen, die dem Rissbeginn entgegenwirken. Darüber hinaus ist die plastische Verformung an der Blechoberseite größer als an der -unterseite. [ERDM04] Dies begünstigt einerseits die Rissentstehung an der Blechoberseite und hat andererseits auch größere Mantelflächenverschleißlängen am Stempel als an der Matrize zur Folge. Der Schliff zeigt mehrere Risse, die im weiteren Verlauf wachsen und sich zu einem großen Riss, der Richtung Matrizeschneidkante fortschreitet, vereinigen. Zusätzlich konnte ein räumliches Risswachstum von den Blechaußenseiten nach innen festgestellt werden. Hauptgrund hierfür ist die dort fehlende Stützwirkung im Blech. Mit der Rissinitiierung fallen alle Spannungs- und Kraftkurven steil ab. Es besteht die Möglichkeit, dass die Querkraft dabei nicht auf den Wert Null zurückfällt, sofern eine rückfederungsbedingte Kontaktkraft zwischen Blech und Stempelmantelfläche vorhanden ist. Der im Stand der Technik beschriebene Schnittschlag ist in Abbildung 8-4 nicht sichtbar. Er fällt aufgrund der geringen Pressenbelastung gering aus und wurde zusätzlich durch die vorhandenen Schnittschlagdämpfer gedämpft. Beim Stempelrückzug können die rückfederungsbedingten Querkräfte den Mantelflächenverschleiß verstärken. Dieser wurde in der vorliegenden Arbeit nicht näher betrachtet.

Diskussion

Die maximalen Vergleichsspannungen treten beim Aufsetzen des Stempels an den Stirnflächen der Aktivelemente auf und wandern mit fortschreitender Eintauchtiefe über die Schneidkanten hin zu den Mantelflächen, um sich dann ins Werkstoffinnere der Aktivelemente zu verlagern. Dabei sind zwei Aspekte auffallend:

- Die Maximalspannungen befinden sich stets im Werkzeugwerkstoff, maximal 0,6 mm tief und nicht direkt an der Oberfläche.
- Die größten Maximalspannungen treten nicht, wie erwartet, synchron mit den Schneidkraftmaxima auf, sondern bereits zu Beginn der plastischen Verformung.

Beide Phänomene haben ihren Ursprung in der Hertzschen Flächenpressung [HERT81] (siehe Kapitel 2.3.1). Aus Abbildung 11-4 im Anhang geht mit dem in der FE-Simulation gewählten Reibwert von 0,1 die Lage des Vergleichsspannungsmaximums hervor: Es liegt im Inneren der elastisch verformten Aktivelemente, wobei der genaue Ort aufgrund der Variabilität von Kontaktfläche und Druck wandert.

Nach [HERT81] ist ein Überschreiten der Elastizitätsgrenze nur dann möglich, wenn die vorherrschenden Drücke ausreichend hoch sind. Ist dies der Fall, folgt eine plastische Verformung, die in der Regel zu einer Vergrößerung der Kontaktfläche führt. Ist die Zunahme der Kontaktfläche größer als die Zunahme der wirkenden Kraft, folgt eine Reduktion des Drucks und damit auch der Spannungen im elastisch verformten Kontaktpartner. Die Kontaktfläche zwischen Stempel und Blech im beschriebenen Abschneidprozess zeigt Abbildung 8-5. Diese nimmt aufgrund der Knickung in den Matrizenkanal zunächst ab und die Prozesskräfte stark zu. Dies führt zu den sehr hohen Spannungen zu Prozessbeginn. Das Spannungsmaximum im Stempel wird kurz nach der beginnenden plastischen Verformung des Blechquerschnitts erreicht. Die Kontaktzone zwischen Stempel und Blech hat dann minimale Größe und die Steigungen der Kraftkurven flachen bereits ab. Im Stempel tritt der Maximalwert früher auf als in der Matrice. Dies ist mit der früheren Plastifizierung des Bleches an der Stempelseite zu erklären.

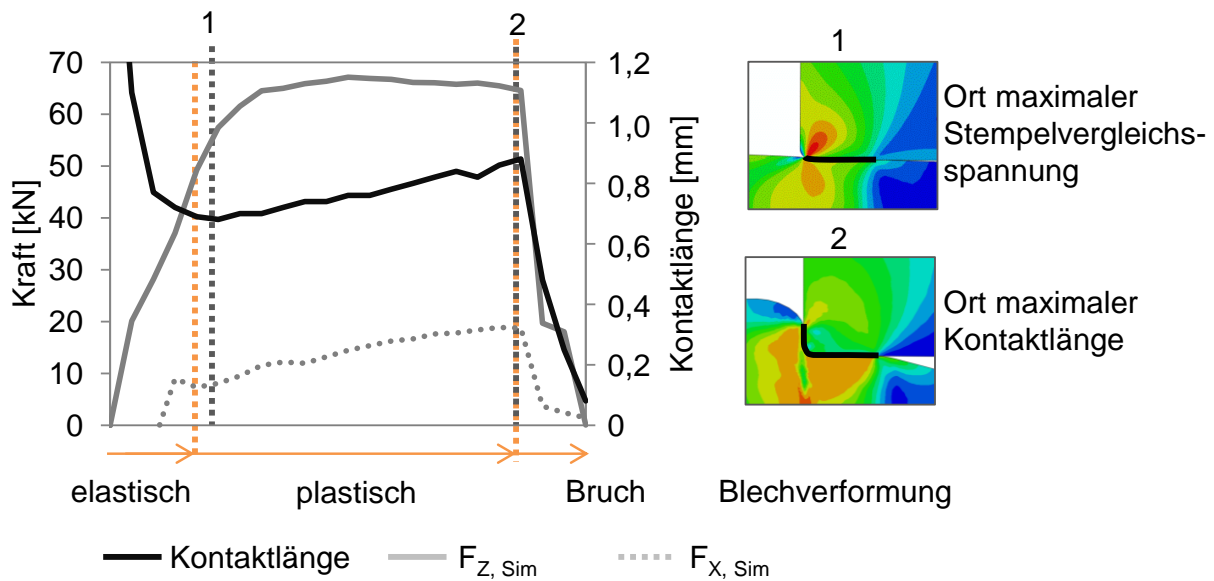


Abbildung 8-5: Verlauf der Kontaktfläche zwischen Stempel und Blech in Abhängigkeit der Werkstoffverformung im Blechquerschnitt

Aus der Tatsache, dass die Spannungsmaxima stets im Werkstoffinneren liegen und eine plastische Verformung nur dann eintritt, wenn die herrschende Spannung hoch genug ist, kann gefolgert werden, dass auch der Beginn einer plastischen Verformung im Werkstoffinneren zum Liegen kommt. Dies konnte [FÖPP36] für die Kontakte Kugel auf Platte und Walze auf Platte nachweisen. Übertragen auf die Werkzeugaktivelemente bedeutet dies, dass die Ursache für einen Schneidkanten- ausbruch als Folge plastischer Verformung nicht an, sondern unter der Oberfläche des Aktivelements zu suchen ist.

8.3 Wiederholgenauigkeit der Versuchsreihen

Die ermittelten maximalen Prozesskräfte der Einzelhubversuche zeigen bei den je fünf Versuchen pro Parameterkombination für beide Versuchswerkstoffe gute Reproduzierbarkeit. Die Standardabweichungen der Querkräfte sind höher als die der Schneidkräfte. In Abbildung 8-1 wurde bereits ein Teil der Maximalkräfte mit ihren Standardabweichungen gezeigt. Eine Übersicht über alle Standardabweichung geben die Tabellen 12-1 bis 12-3 im Anhang. Ihr durchschnittlicher Wert über alle Versuchsreihen beträgt 305 kN für die Schneidkraft und 325 kN für die Querkraft. Auch die Verläufe der Prozesskräfte über dem Stempelweg weisen eine sehr gute

Übereinstimmung auf, wobei der Bruchort um bis zu 0,3 mm variieren kann. Die Ursache hierfür liegt in der hohen Sprödigkeit der Versuchswerkstoffe.

Bei den Dauerhubversuchen wurde aufgrund des zur Verfügung stehenden, begrenzten Blechwerkstoffes jede Versuchsreihe nur einmal durchgeführt. Daher sind hier keine statistischen Aussagen möglich.

8.4 Einfluss der Prozessparameter und des Bleches auf die Prozessgrößen

Der Einfluss des betrachteten Prozessparameters wird durch seine Variation bei sonst konstanten Parametern gezeigt. Die jeweils konstanten Parameterwerte sind ein Schneidspalt von 10 %, ein Fasenwinkel von 0° und ein Schneidkantenradius von 100 µm. Auf die Darstellung der zusätzlichen Variation der jeweils konstanten Parameter kann hier verzichtet werden, weil die Auswirkungen gleich waren.

8.4.1 Blechwerkstoff und -dicke

Prozesskräfte

Der aus dem Stand der Technik bekannte lineare Einfluss der Blechdicke auf die maximale Schneidkraft ließ sich in den Versuchen nachweisen. Demnach belief sich das Verhältnis der maximalen Schneidkräfte beim Schneiden von Usibor der Dicken 1,75 mm und 1,5 mm auf ca. 7 zu 6. Der bezogene Schneidwiderstand c aus *Formel 2-1* zur Schneidkraftberechnung konnte mit den gemessenen Maximalkräften berechnet werden. Bei einem Schneidspalt von 10 % betrug er 0,58 für beide Usibor Werkstoffe und 0,60 für Docol. Damit liegt der bezogene Schneidwiderstand für Docol am unteren Grenzwert der Literaturangaben für spröde Werkstoffe (vgl. Kapitel 2.2.3) und für Usibor sogar darunter, wonach sich eine noch höhere Sprödigkeit ableiten lässt. Auch [SO09b] stellte bezogene Schneidwiderstände unter 0,6 für Usibor-Bleche der Dicke 1,75 mm fest.

Mit steigender Blechdicke nahmen für Usibor neben den Schneidkraftmaxima auch die Querkraftmaxima zu. Für den Blechwerkstoff Docol mit einer Dicke von 2 mm stellte sich ein höheres Schneidkraftmaximum, jedoch mit ca. 20 % davon ein geringeres Querkraftmaximum als bei den Usiborvarianten ein. Der aufgrund der

AlSi-Schicht ca. doppelt so große Mittenrauwert Ra von $1,85 \mu\text{m}$ des Blechwerkstoffes Usibor im Vergleich zum Blechwerkstoff Docol (siehe Abbildung 11-1 und Abbildung 11-3 im Anhang), lässt auf eine Abhängigkeit des Querkraftmaximums von der Oberflächenbeschaffenheit schließen. Dafür spricht auch die trockene Oberfläche von Usibor im Vergleich zu der in Grundbeölung vorliegenden Oberfläche von Docol. Untermauert wird diese These vom Werkstofffluss, der sich nach [HÖRM08] für den geschlossenen Schnitt in einen vertikalen und einen horizontalen Fluss aufteilt. Beim offenen Schnitt tritt aufgrund der Blechbiegung in den Matrizenkanal eine verstärkte horizontale Werkstoffbewegung unter der Stirnfläche des Stempels in Richtung des freien Blechendes auf. Abbildung 8-6 zeigt diese Begebenheit anhand der lokalen Knotenverschiebungen im Blech, die an der Stirnfläche des Stempels ca. $0,13 \text{ mm}$ betragen.

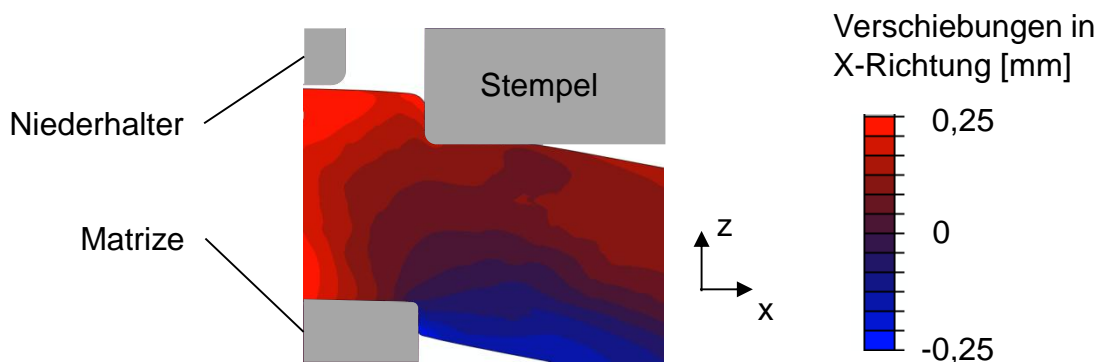


Abbildung 8-6: Lokale Knotenverschiebungen im Blech aus der FE-Simulation (SSP 10 %)

Je rauer die Blechoberfläche, desto größer werden demnach die über Reibung auf den Stempel übertragenen Querkräfte. Nachgewiesen werden konnte der Effekt durch Abschleifen der Beschichtung auf der stempelzugewandten Seite bis zu einer mittleren Oberflächenrauheit von ca. $1 \mu\text{m}$ (siehe Abbildung 11-2). Beim Schneiden dieser Bleche traten, wie Abbildung 8-7 zeigt, deutlich reduzierte Querkräfte und geringfügig kleinere Schneidkräfte auf. Das Verhältnis von Quer- zu Schneidkraft sank so von ca. 30 % auf ca. 22 %. Die zusätzliche Reduktion der Schneidkräfte ist auf die elastische Verformung der Stempelschneidkante zurückzuführen, wodurch die eigentlich horizontalen Querkräfte auch einen kleinen vertikalen Anteil erhalten.

Zusätzlich wurde mit Hilfe der FE-Simulation der Reibwert zwischen Blechoberseite und Stempelstirnfläche $\mu_{\text{StempelStirn}}$ unter sonst konstanten Kontaktbedingungen variiert. Dadurch konnte der durch Reibung induzierte Querkraftanteil im Vergleich zum Moment induzierten Querkraftanteil betrachtet werden. Aus Abbildung 8-7 geht eine annähernde Verdoppelung der Querkraft durch Erhöhung von $\mu_{\text{StempelStirn}}$ von 0 auf 0,2 hervor. Bei weiterer Erhöhung des Reibwertes über 0,2 besteht nur noch ein geringer Einfluss auf die Querkraft.

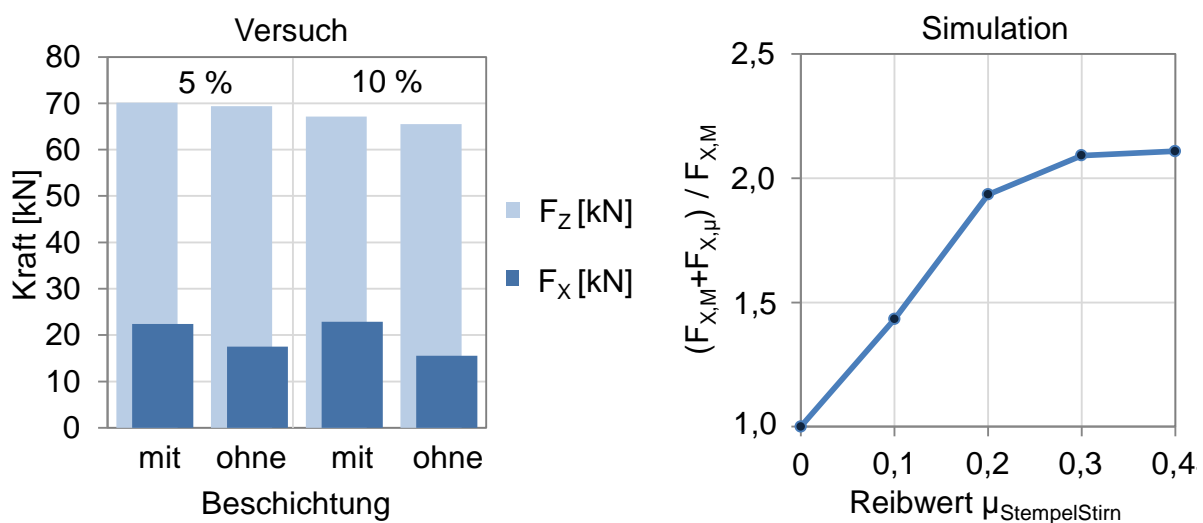


Abbildung 8-7: links: Abhängigkeit der Prozesskräfte von der Blechoberfläche; rechts: Zunahme der Querkraft durch Reibung zwischen Stempelstirnfläche und Blech, $F_{x,M}$ = Querkraft durch Moment, $F_{x,\mu}$ = Querkraft durch Reibung zwischen Stempelstirnfläche und Blech; Blechwerkstoff: Usibor (1,5 mm)

Schnittflächen

Abbildung 8-8 zeigt die Schnittflächen beider Blechwerkstoffe. Sie weisen die im Stand der Technik erläuterten Kenngrößen auf. Einzug und Glattschnitt spiegeln die Anteile an plastischer Verformung wider. Sie betragen bei einem Schneidspalt von 10 % für den Werkstoff Docol ca. 35 % der Schnittfläche und für den Werkstoff Usibor ca. 22 %. Der Übergang von Glattschnitt- zu Bruchflächenzone ist für Usibor deutlich inhomogener. Das sprödere Verhalten von Usibor zeigt sich auch bei der Betrachtung der Bruchflächen im Rasterelektronenmikroskop. Beide Werkstoffe weisen eine für Duktilbruch charakteristische Wabenstruktur auf. Für Usibor ist eine

Wabenstruktur mit sehr vielen kleinen Waben zu erkennen, welche typisch sind für Werkstoffe mit niedrigem Fließvermögen [VERE96]. Docol weist dagegen etwas größere, inhomogener verteilte Waben auf.

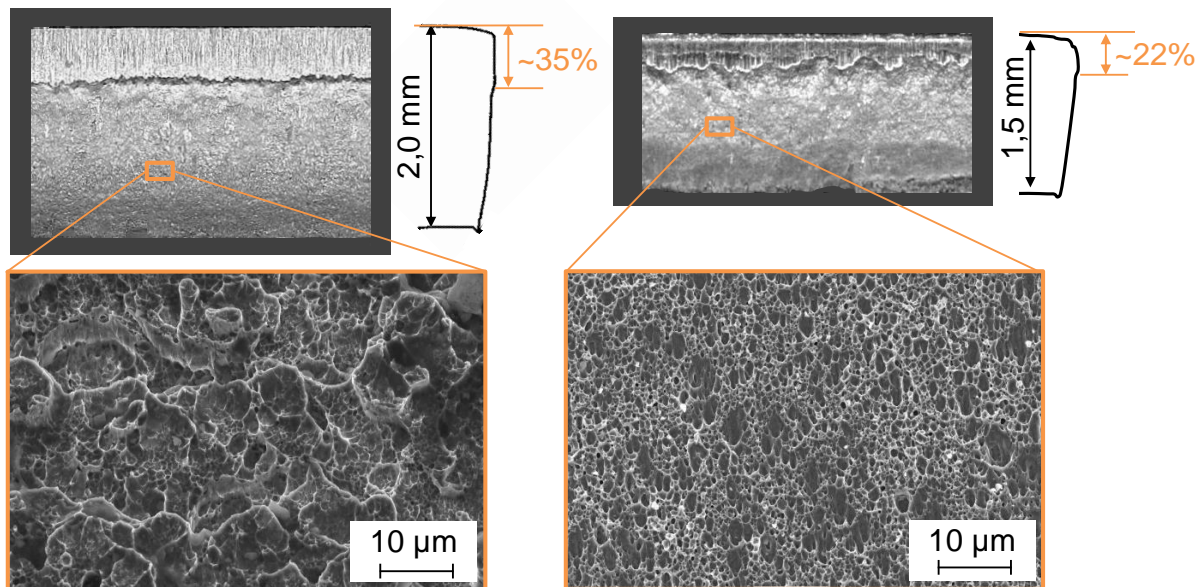


Abbildung 8-8: Erscheinungsbild der Schnittflächen bei einem Schneidspalt von 10 %; links: Docol, rechts: Usibor

Prozessspannungen und Schneidspaltaufweitung

Es kann kein Vergleich über die Prozessspannungen bei verschiedenen Blechdicken oder Werkstoffen durchgeführt werden, da nur für den Werkstoff Usibor der Dicke 1,5 mm ein Materialmodell für die FE-Simulation erstellt wurde. Der Einfluss auf die Schneidspaltaufweitung wird unter 8.4.3 ausführlich diskutiert.

8.4.2 Schneidspalt

Prozesskräfte

Abbildung 8-9 zeigt die Abhängigkeit der Prozesskräfte vom Schneidspalt. Für die Schneidspalte 5 % bis 20 % weisen beide Werkstoffe die gleichen Tendenzen auf: Vergrößert sich der Schneidspalt, hat dies ein späteres und reduziertes Schneidkraftmaximum sowie eine später eintretende Rissbildung zur Folge. Bei einem Schneidspalt von 20 % kommt es zur Ausbildung von Sekundärglattschnitt. Bei sehr

kleinen Schneidspalten, wie sie nur für Docol untersucht wurden, tendieren Bruch und Schneidkraftmaximum dazu, wieder später einzutreten. Auf die Höhe der Querkraft ist kein eindeutiger Schneidspalteinfluss erkennbar.

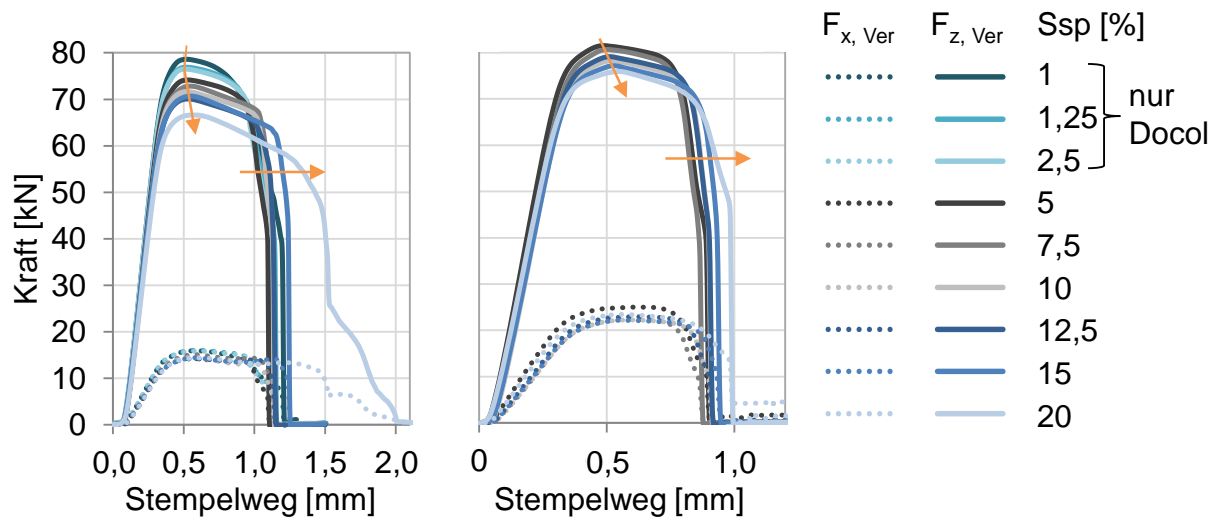


Abbildung 8-9: Verläufe der Prozesskräfte $F_{z, Ver}$ und $F_{x, Ver}$ über dem Stempelweg, links: Docol, rechts: Usibor (1,75 mm), orange Pfeile: Trend der Schneidkraftmaxima und der Bruchorte

Bei größerem Schneidspalt vergrößert sich das Biegemoment, da eine Schneidspaltverdopplung eins zu eins in die Hebelarmvergrößerung eingeht, die maximale Schneidkraft aber nur geringfügig sinkt. Das größere Biegemoment bewirkt eine größere Blechdurchbiegung in den Matrizenkanal bereits bevor die Ausbildung des Glattschnittanteils beginnt. Dadurch tritt die Querschnittsabnahme erst später ein, worin das spätere Auftreten des Schneidkraftmaximums begründet liegt. Die damit verbundene Abnahme der maximalen Schneidkraft beruht auch auf dem größeren Hebelarm. Das Schneidkraftmaximum wird kurz nach dem Beginn der Glattschnittausbildung erreicht. Zu diesem Moment sind kaum Kräfte, die aus Scherung resultieren, vorhanden, sondern hauptsächlich Biegekräfte. Diese sind bei größerem Schneidspalt geringer, da ein größerer Hebelarm zur Verfügung steht.

Schnittflächen

Der Einfluss des Schneidspalts auf die Schnittflächen wird im Folgenden anhand des Werkstoffes Docol erläutert, da er aufgrund der geringeren Sprödigkeit eine

bessere Auswertung der Schnittflächenkenngrößen ermöglicht. Abbildung 8-10 zeigt die Schnittflächenkenngrößen für die untersuchten Schneidspalte.

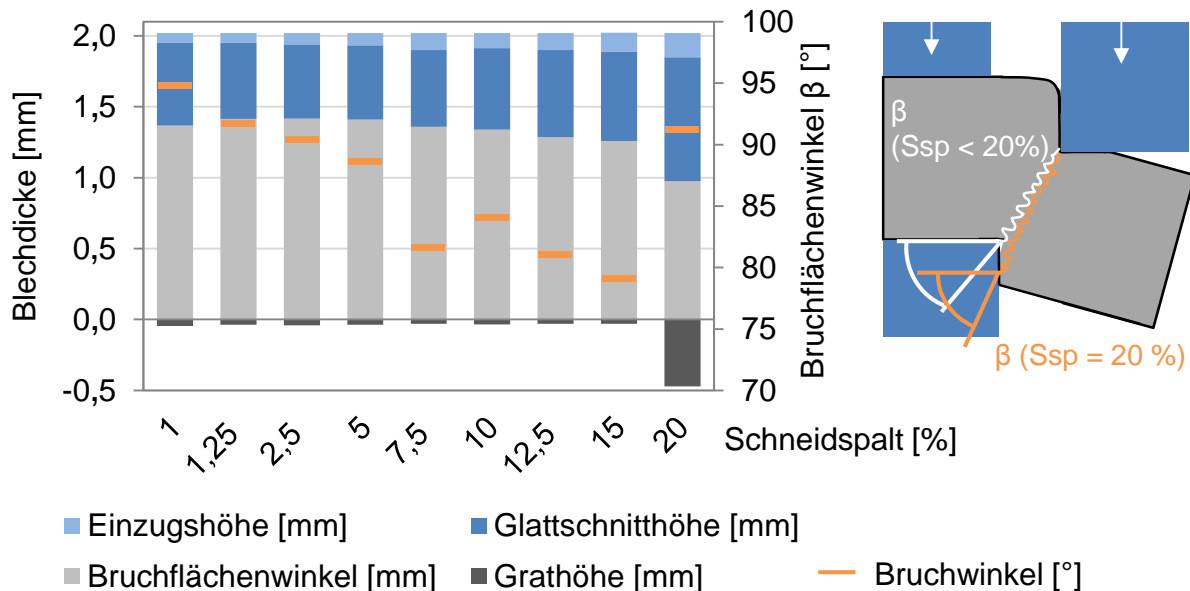


Abbildung 8-10: links: Gemessene Schnittflächenkenngrößen in Abhängigkeit des Schneidspalts, rechts: schematische Rissverläufe für verschiedene Schneidspalte, Werkstoff: Docol

Es ist ein Minimum an plastischer Verformung für einen Schneidspalt von 5 % ersichtlich. Dies ging bereits aus den Kraftkurven in Abbildung 8-9 hervor, wonach die entsprechende Schneidkraftkurve als erste aller Kurven auf den Wert Null abfällt und damit den frühesten Bruch signalisiert. Bei kleineren Schneidspaltwerten setzt sich die größere plastische Verformung aus mehr Glattschnitt bei gleichbleibender Einzugshöhe zusammen. Bei größeren Schneidspaltwerten nehmen sowohl Einzugshöhe als auch Glattschnitt zu. Die Grathöhe zeigt sich vom Schneidspalt weitgehend unbeeinflusst. Lediglich beim größten Schneidspalt von 20 % nimmt sie deutlich zu. Dies deutet auf einen bereits von [HOOG99] für Aluminiumfeinbleche festgestellten kritischen Schneidspalt hin, ab dem eine schlagartige Gratvergrößerung auftritt. Grund hierfür ist der Rissverlauf, der sich bei diesem kritischen Schneidspalt nicht mehr auf die Matrizenschneidkante, sondern auf ihre Mantelfläche zubewegt und damit auch zu einer Vergrößerung des Bruchflächenwinkels führt. Dieser nimmt mit größer werdendem Schneidspalt ab und steigt dann beim Erreichen des kritischen Schneidspalts sprunghaft an. Für den Werkstoff Usibor (1,5 mm) liegt der kritische Schneidspalt ebenso bei 20 %, für 1,75 mm tritt er bis 20 % nicht auf.

Das Minimum an plastischer Verformung ist für die Usiborvarianten aufgrund des spröden Bruchverhaltens schwer zu bestimmen. Es tritt für beide Blechdicken bei einem Schneidspalt von ca. 7,5 % auf. (siehe Abbildung 11-6 und Abbildung 11-7 im Anhang)

Das Auftreten eines Minimums an plastischer Verformung kann mit Hilfe der in Abbildung 8-11 dargestellten horizontalen Druckspannungen erklärt werden.

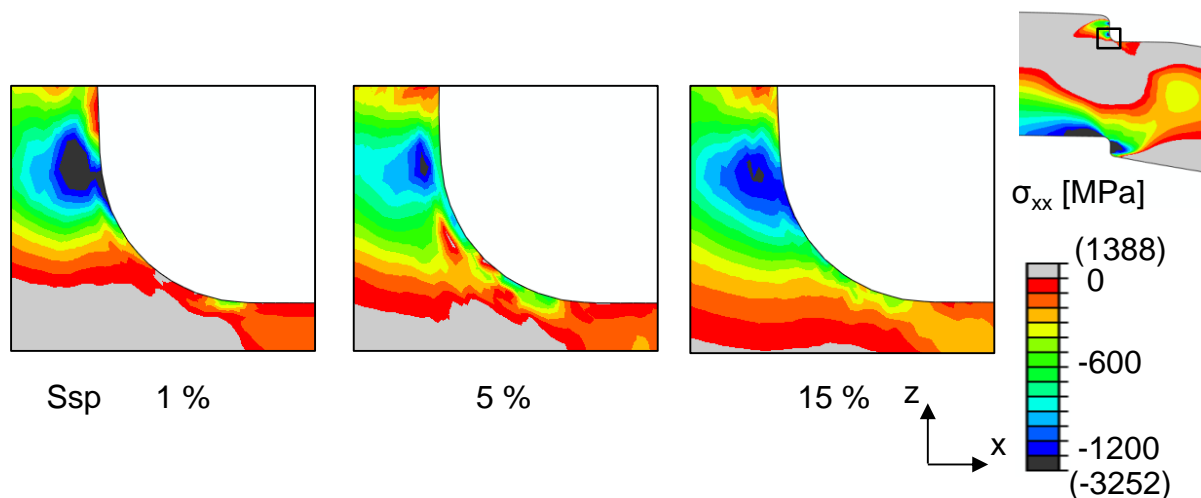


Abbildung 8-11: In der FE-Simulation berechnete, horizontale Druckspannungen am Ort der Rissentstehung im Blech bei 0,4 mm Eintauchtiefe

Nach [HÖRM08] wirken sich Druckspannungen in der Scherzone risshemmend und Zugspannungen rissbegünstigend aus. Beim Schneiden im geschlossenen Schnitt treten mit zunehmendem Schneidspalt höhere Zugspannungen am Ort der Rissentstehung auf und führen zu frühzeitigerer Rissinitiierung und zu kleineren Glattschnittanteilen. Beim Schneiden mit offener Schnittlinie dagegen beruht die Ausprägung der Schnittflächenkenngrößen auf zwei Wirkprinzipien. Bei sehr kleinen Schneidspalten wirkt derselbe Effekt wie beim Schneiden mit geschlossener Schnittlinie, wonach mehr Druckspannungen von den Aktivelementen eingebracht werden. Diese wirken einer Rissentstehung entgegen und erlauben einen höheren Umformgrad. Vergrößert sich der Schneidspalt, nimmt die Breite der Scherzone zu. Die eingebrachten Druckspannungen verteilen sich auf eine größere Fläche. Die Folge ist eine Verschiebung des Spannungszustands in Richtung Zugbereich und damit eine frühere Rissentstehung. Bei noch größeren Schneidspalten überwiegt der Einfluss des Biegemoments, das aufgrund des größer werdenden Hebelarmes

zunimmt. Je größer das Biegemoment, desto mehr drückt das verformte Blech gegen die Stempelmantelfläche. Die Folge sind lokal erhöhte Druckspannungen im Blech in der Umgebung der späteren Rissinitiierung und damit ein später erfolgender Bruch. Begünstigend wirkt sich hier auch die Scherzone aus, die durch ihre Breitenzunahme mehr Materialverformung aufnehmen kann. Abbildung 8-11 veranschaulicht diesen Zusammenhang. Der Einfluss des Biegemoments beim Schneiden mit 15 % Schneidspalt führt folglich bei sonst gleichen Parametern zu höheren horizontalen Druckspannungen am Ort der Rissentstehung als beim Schneiden mit einem Schneidspalt von 5 %.

Prozessspannungen

Die maximalen Prozessspannungen in den Aktivelementen werden vom Schneidspalt genau gegensätzlich wie die maximalen Prozesskräfte beeinflusst. Abbildung 8-12 verdeutlicht dies am Beispiel von zwei Schneidspalten.

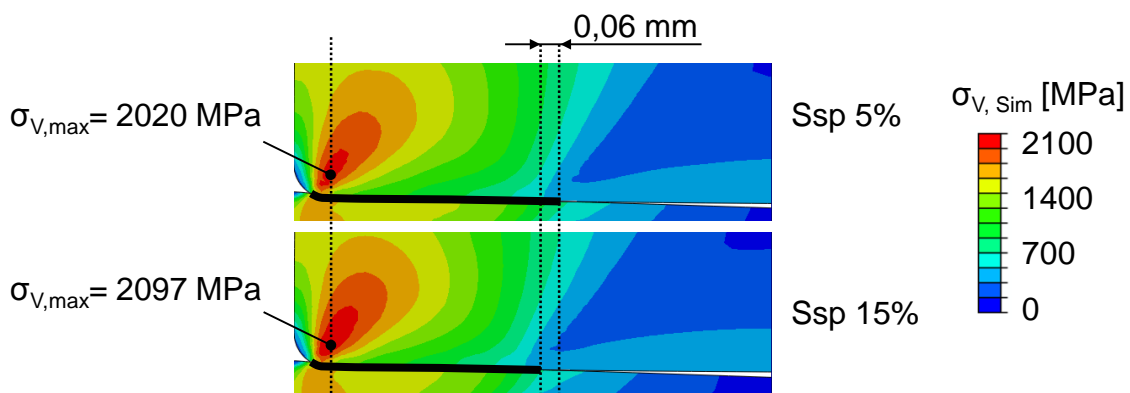


Abbildung 8-12: Vergleichsspannungsmaxima im Stempel und Kontaktflächen für die Schneidspalte 5 % und 15 % (FE-Simulation)

Demnach steigen Vergleichsspannungen bei größeren Schneidspalten trotz sinkender Kraftmaxima an. Begründet liegt dies im höheren Biegemoment. Es bewirkt einen Druckanstieg an der Schneidkante und eine Abnahme der Kontaktlänge zwischen Blech und Stempel durch die verstärkte Bauteilbiegung in den Matrizenkanal. Bei einem Schneidspalt von 5 % beträgt diese 0,66 mm bei einer aus Schneid- und Querkraft resultierenden Prozesskraft (Skalarprodukt) von 43,5 kN. Bei einem Schneidspalt von 15 % tritt die maximale Vergleichsspannung bei einer

resultierenden Prozesskraft von 51,9 kN und einer Kontaktlänge von 0,60 mm auf. Abbildung 8-12 verdeutlicht diesen Zusammenhang. Matrizenseitig gilt dies analog, wobei es sich nicht um eine Kontaktlänge, sondern um eine Kraftübertragungslänge handelt, wonach das Blech grundsätzlich mit der gesamten Matrizenstirnfläche Kontakt hat, die resultierenden Kräfte aber nur in einem schmalen Bereich an der Schneidkante übertragen werden. Das Spannungsniveau in der Matrice ist durch den Einfluss des Niederhalters und aufgrund der Blechbiegung höher. Die Lage des Spannungsmaximums in den Aktivelementen ist vom Schneidspalt unabhängig.

Schneidspaltaufweitung

Es konnte kein eindeutiger Zusammenhang zwischen gewähltem Schneidspalt und gemessener Schneidspaltaufweitung festgestellt werden. Dies ist auf die geringen Bruchdehnungen der verwendeten Werkstoffe zurückzuführen (siehe Tabelle 5-4), welche [PANI12] als Haupteinflussfaktor auf den Schneidspalteinfluss identifizierte. Nur eine sehr hohe Bruchdehnung von 42 % führte bei seinen Untersuchungen zu einer deutlichen Zunahme der Schneidspaltaufweitung mit größer werdendem Schneidspalt.

8.4.3 Fasenwinkel

Die Variation aller Fasenwinkel wurde in der FE-Simulation durchgeführt. Der Fasenwinkel am Stempel wurde zusätzlich im Versuch untersucht.

Prozesskräfte

Abbildung 8-13 zeigt die Prozesskraftverläufe in Abhängigkeit des Fasenwinkels am Stempel.

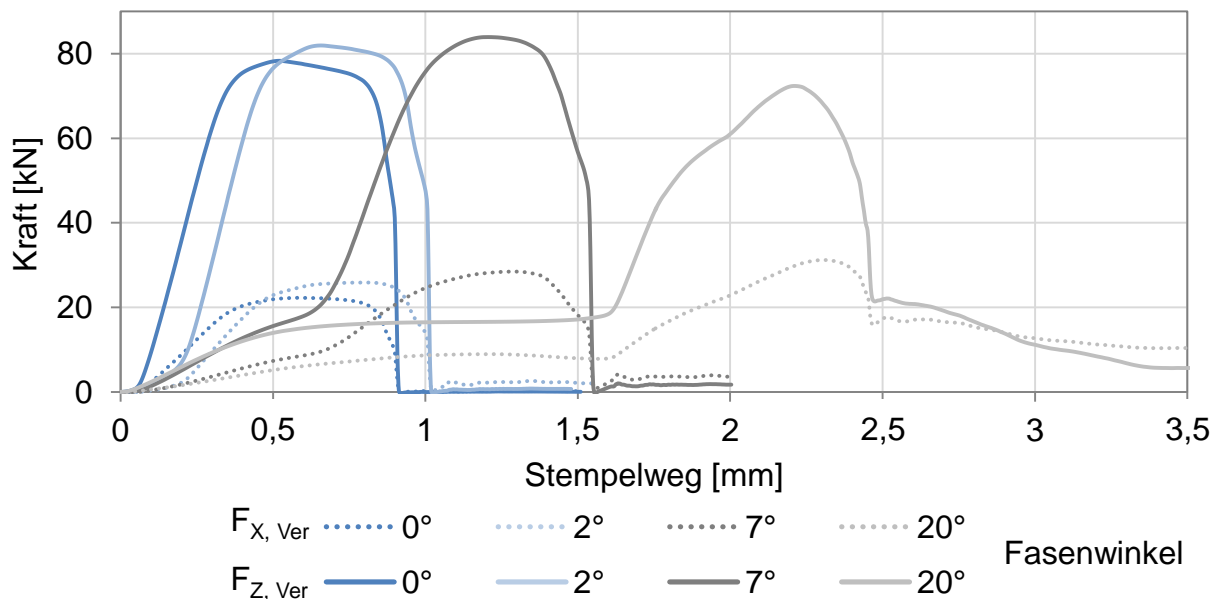


Abbildung 8-13: Verläufe der Prozesskräfte $F_{z, Ver}$ und $F_{x, Ver}$ über dem Stempelweg, Werkstoff: Usibor (1,75 mm), Schneidspalt: 10 %

Die Vorbiegung des Bleches, bevor die eigentliche Schneidkante aufsetzt, führt zu einem flachen Anstieg der Kräfte. Erst mit Aufsetzen der Schneidkante folgt der charakteristische lineare Kraftanstieg. Bei größerer Fase fällt die Vorbiegung stärker aus und die Schneidkante setzt später auf der Blechoberfläche auf. Die maximale Schneidkraft steigt dabei an, weil die Schneidkante mit zunehmendem Fasenwinkel stumpfer wird (vgl. Kapitel 8.4.4). Lediglich eine 20°-Fase bewirkt eine Reduktion der maximalen Schneidkraft. Hier sind die durch das Biegemoment eingebrachten Zugspannungen auf der Blechoberseite bereits so groß, dass mit dem Aufsetzen der Stempelschneidkante auf dem Blech nach nur minimaler Ausformung von Glattschnitt ein sofortiger Riss initiiert wird. Dies spiegelt der spitze Verlauf im Bereich des Maximums wider. Der Knick, der den Schneidkraftkurvenabfall bei 20°-Fase unterbricht, deutet auf die Ausbildung von Sekundärglattschnitt hin. Das Querkraftmaximum nimmt mit steigendem Fasenwinkel kontinuierlich zu. Dies ist auf die stärkere Biegung zurückzuführen.

Die Schneidkante steht mit dem Blech vom Aufsetzen auf das Blech bis zum Werkstoffbruch in Kontakt. Während dieser Zeit überträgt sie Kräfte, die zur Blechtrennung führen. Ihre Kontaktzeit verkleinert sich mit zunehmender Fase am

Stempel. Neben der Kontaktzeit verringert sich auch das zu übertragende Kraftdelta von Schneid- und Querkraft. Somit ist die Schneidkantenbelastung mit zunehmendem Fasenwinkel geringer, obwohl die globalen Prozesskräfte, mit Ausnahme der Schneidkraft bei 20°-Fase, ansteigen.

Die Ergebnisse aus der FE-Simulation für die Prozesskraftmaxima bei Fasen an Stempel, Matrize oder beiden Aktivelementen zeigt Abbildung 8-14.

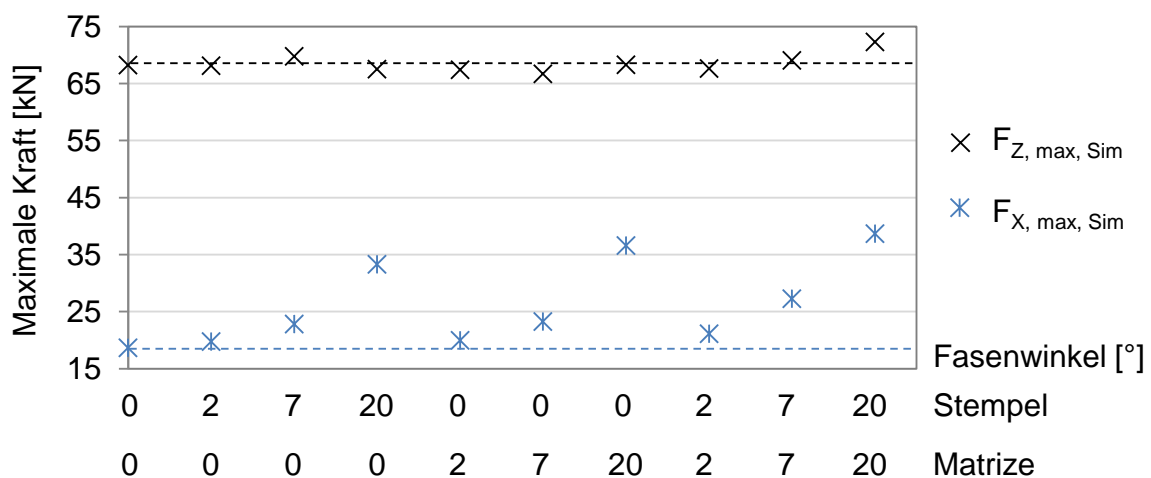


Abbildung 8-14: Maximale Prozesskräfte in Abhängigkeit der Fasenwinkel an Stempel und Matrize aus der FE-Simulation für Usibor (1,5 mm)

Die maximalen Schneidkräfte verändern sich dabei nur geringfügig. Bei den Querkraftmaxima dagegen ist eine deutliche Steigerung mit zunehmendem Fasenwinkel aufgrund des steigenden Biegemoments zu erkennen. Ob die Fase am Stempel, an der Matrize oder beidseitig angebracht wird, hat in der genannten Reihenfolge leicht zunehmenden Einfluss auf die Querkraftmaxima.

Schnittflächen

Abbildung 8-15 zeigt die Abhängigkeit der Schnittflächenkenngrößen von den Fasenwinkeln am Stempel für den Werkstoff Usibor (1,5 mm).

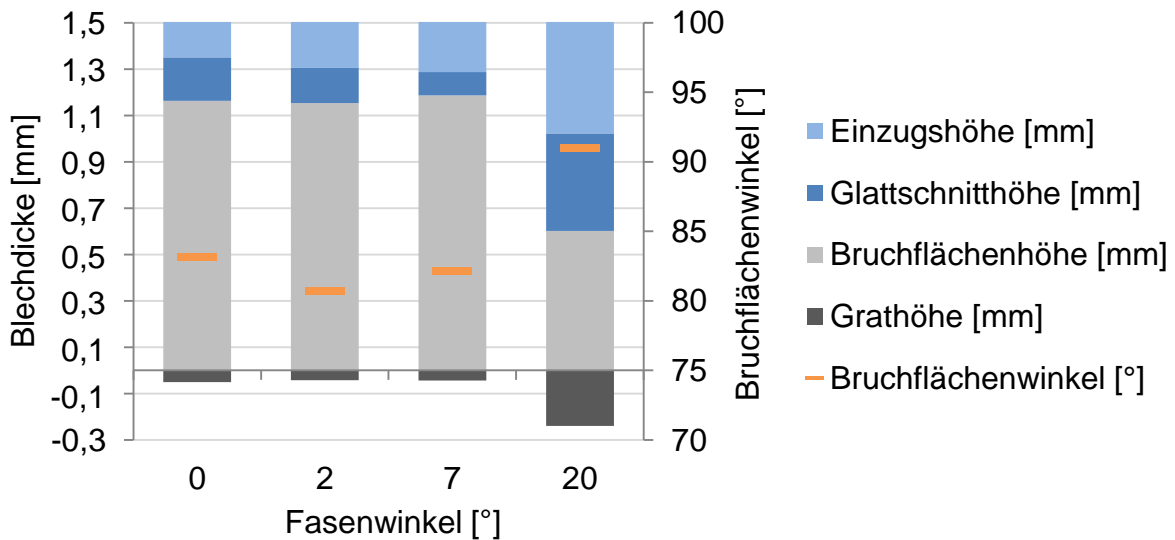


Abbildung 8-15: Schnittflächenkenngrößen in Abhängigkeit des Fasenwinkels am Stempel, Werkstoff: Usibor (1,5 mm)

Die Fasen am Schneidstempel induzieren zusätzliche, der Scherspannung überlagerte Zugspannungen an der Blechoberseite, die eine Rissentstehung begünstigen. Mit einer Fase von 7° wurde die geringste plastische Verformung am Bauteil gemessen. Die Einzugshöhe nahm dabei im Vergleich zu fasenlosem Stempel zu. Dies ist auf die plastischen Anteile der Biegung vor dem eigentlichen Schneidvorgang zurückzuführen. Eine unregelmäßige Schnittfläche wird bei einer 20°-Fase erzeugt. Sie weist einen sehr großen Glattschnittanteil auf, obwohl aus den Schneidkraftkurven ein sofortiger Bruch mit Aufsetzen der Schneidkante abgeleitet wurde. Ursache hierfür ist die Rückfederung des stark gebogenen Bleches nach dem Werkstoffbruch, weshalb das Blech aktiv gegen die Mantelfläche des Stempels drückt, der beim weiteren Eintauchen und beim Rückhub über die Bruchfläche reibt. Dies führt zu einer inhomogenen Schnittfläche mit Verschmierungen, die bei der taktilen Vermessung nicht von Glattschnitt zu unterscheiden sind und über die gesamte Bruchfläche reichen können. Die hohe Vorbiegung führt auch zu einem Anstieg der Einzugshöhe. Der Rissverlauf ist im Vergleich zu den kleineren Fasen deutlich steiler und führt daher wie auch beim Erreichen des kritischen Schneidspalts zu größeren Bruchflächenwinkeln und einem stark erhöhten Grat. Für 0°, 2° und 7° bleibt die Grathöhe unverändert.

Usibor (1,75 mm) zeigte ähnliche Ergebnisse. Bei Docol waren nur geringfügige Abhängigkeiten vom Fasenwinkel feststellbar (siehe Abbildung 11-8 und Abbildung 11-9 im Anhang)

Prozessspannungen

Anders als bei fasenlosen Aktivelementen, wo die maximalen Vergleichsspannungen nur im Bereich der Schneidkante erzeugt werden, steht bei angefasen Aktivelementen eine größere Fläche zur Kraftübertragung zur Verfügung. Verdeutlicht wird dies in Abbildung 8-16 am Beispiel einer stempelseitigen 7°-Fase.

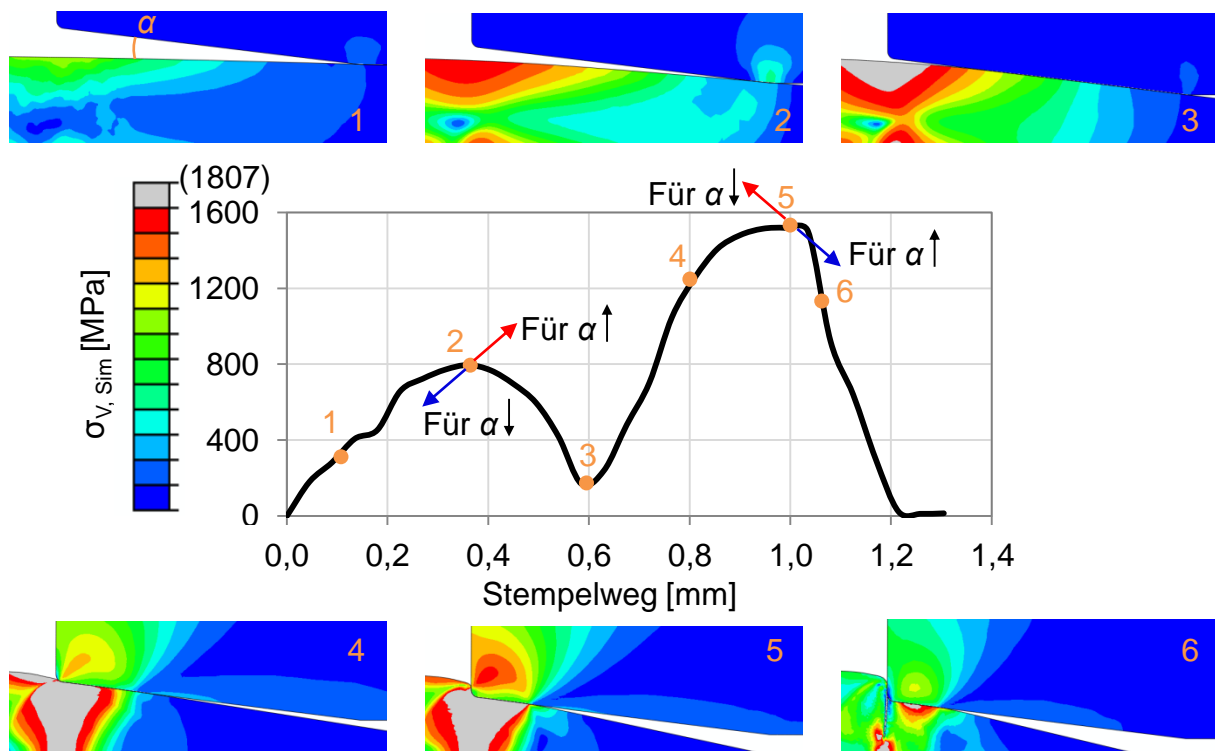


Abbildung 8-16: Verlauf der maximalen Vergleichsspannung und Verteilung der Vergleichsspannungen im Stempel über dem Stempelweg für 7°-Fase am Stempel (FE-Simulation)

Zunächst setzt der Stempel am Fasenende auf das Blech auf (1) und erzeugt durch das weitere Eintauchen eine Biegung im Blech. Nach Erreichen der maximalen Vergleichsspannung am Fasenende (2) wandert die Kontaktfläche entlang der Fase in Richtung Schneidkante. Aufgrund der Flächenzunahme und der lokal verlangsamten Eindringung, bedingt durch die Fase, erreicht die induzierte Spannung dort ein

Minimum (3). Mit weiterer Stempelleintauchtiefe setzt die Schneidkante auf den bereits plastifizierten Werkstoff auf und das Spannungsmaximum lokalisiert sich im Bereich der Schneidkante (4). Anschließend wandert es, ähnlich wie bei fasenlosem Stempel, an der Mantelfläche entlang (5), um sich bei Rissbeginn (6) ins Innere zu verlagern. Die maximale Vergleichsspannung wird kurz vor Rissbeginn erreicht. Sie ist um ca. 25 % geringer als bei fasenlosem Stempel. Das erhöhte Biegemoment führt jedoch zu einer steigenden Matrizenbelastung, deren Vergleichsspannungsmaximum um ca. 8 % zunimmt.

Je kleiner der Fasenwinkel α , desto geringer ist die Vorbiegung, bevor die Schneidkante auf dem Blech aufsetzt. Da die Vorbiegung am stirnseitigen Fasenende eingeleitet wird, sinken die Belastungen dort bei kleinerem Fasenwinkel. Dies zeigt sich in einer Reduktion des Maximums im Punkt 2 (blauer Pfeil). Aufgrund der geringeren Vorbiegung nehmen im Gegenzug die Belastungen an der Schneidkante zu, woraus ein Anstieg der Maximalspannung im Punkt 5 resultiert (roter Pfeil). Für fasenlose Aktivelemente entsteht dadurch der in 8.2 beschriebene Verlauf mit nur einem, dafür aber höherem Spannungsmaximum. Geometrisch bedingt ist die Stempelleintauchtiefe im Moment der Werkstofftrennung bei kleinerer Fase geringer. Deshalb wandern die Maximalspannungen in Punkt 2 und 5 bei kleineren Fasenwinkeln nach links (blauer Pfeil Punkt 2, roter Pfeil Punkt 5). Bei größeren Fasewinkeln fällt die Vorbiegung stärker aus und der eigentliche Schneidvorgang tritt später ein. Die Maxima in den Punkten 2 und 5 wandern demnach nach rechts in Richtung höherer Stempelleintauchtiefe. Ihre Beträge verhalten sich im Vergleich zu kleineren Fasenwinkeln entgegengesetzt. Bei einer 20°-Fase führt dies zu Maximalspannungen in Punkt 2, die jene im Punkt 5 übersteigen. Das heißt, die Schneidkante wird mit steigendem Fasenwinkel mehr und mehr entlastet. Allerdings können dadurch negative Folgen für die Schnittflächenkenngrößen entstehen (siehe Kapitel 8.4.3 Schnittflächen). Eine Übersicht über die Vergleichsspannungsmaxima in den Aktivelementen bei allen kombinierten Fasen gibt Abbildung 8-17. Kombinationen mit nur einer Fase reduzieren die maximalen Vergleichsspannungen im angefasten Aktivelement, erhöhen aber jene im fasenlosen Aktivelement. Bei Fasen an Stempel und Matrize sind für 2° und für 7°

minimale Reduzierungen der maximalen Vergleichsspannungen in der Matrice bei annähernd gleichen Stempelspannungen zu verzeichnen.

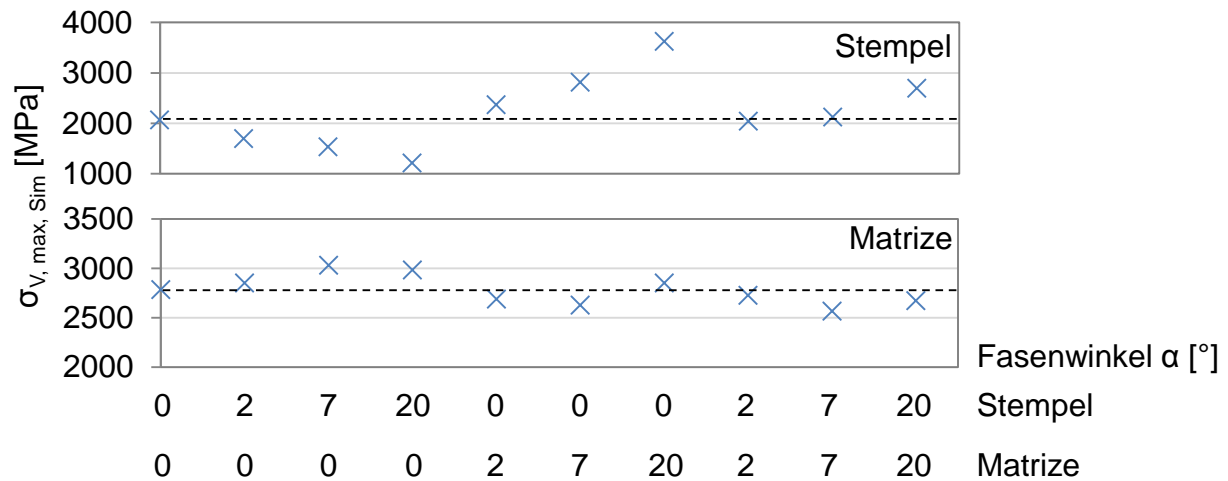


Abbildung 8-17: Maximale Vergleichsspannungen in Stempel und Matrice in Abhängigkeit der Fasenwinkel (FE-Simulation)

Schneidspaltaufweitung

Der Vergleich von gemessenen Stempelverlagerungen und Querkraftverläufen in Abbildung 8-18 lässt eine Korrelation der beiden Größen erkennen.

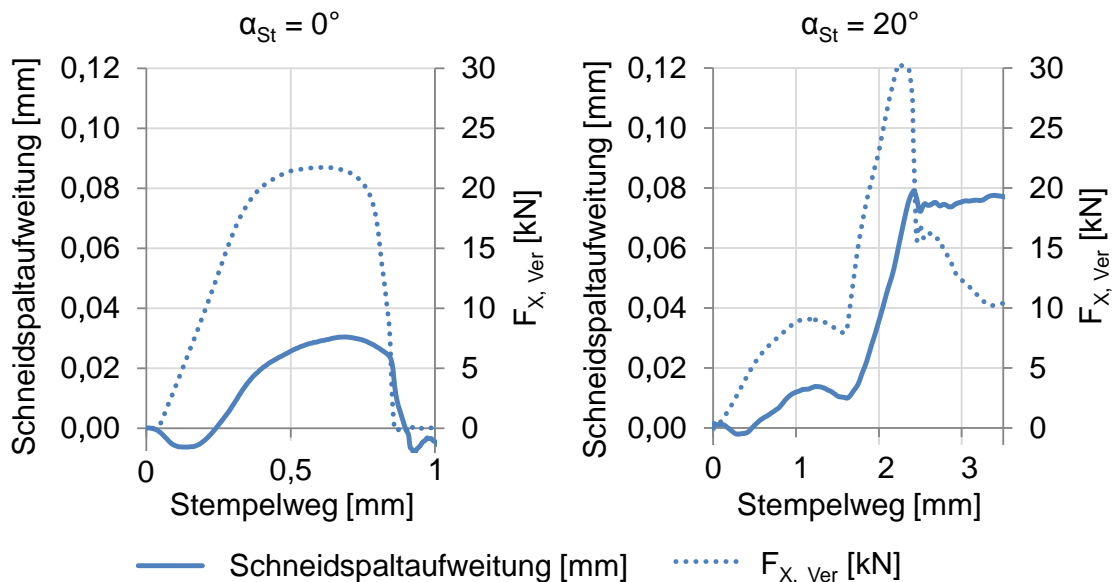


Abbildung 8-18: Korrelation von Schneidspaltaufweitung und Querkraft über dem Stempelweg für zwei Stempelfasen, Werkstoff: Usibor (1,75 mm)

Eine Ausnahme der Korrelation ist zu Beginn des Schneidprozesses zu erkennen. Hier verkleinert sich der Schneidspalt um ca. 0,01 mm. Eine mögliche Ursache dafür könnte eine anfängliche Verkippung im Werkzeug sein, die mit steigender Querkraft wieder ausgeglichen wird. Bis zuletzt konnte die genaue Ursache jedoch nicht nachgewiesen werden. Mit fortschreitender Stempelintauchtiefe folgt der Verlauf der Schneidspaltaufweitung dem der Querkraft und erreicht sein Maximum ca. 0,07 mm nach dem jeweiligen Querkraftmaximum. Dies liegt am schlagartigen Abfallen der Prozesskräfte bei Rissinitiierung, worauf dann erst die Bewegung des Stempels in Richtung seiner horizontalen Ausgangslage folgt. Diese Stempelbewegung wird zusätzlich durch die vorbiegungsabhängige Rückfederung des sich im Schneidspalt befindenden Materials behindert. Bei einem Fasenwinkel von 20° ist die Rückfederung so stark, dass der Stempel selbst nach Blechdurchbruch noch in seiner verlagerten Position gehalten wird und erst beim Rückhub, der hier nicht dargestellt ist, wieder in seine ursprüngliche Lage schwingen kann.

Somit sind für höhere Querkräfte auch höhere Schneidspaltaufweitungen zu erwarten. Abbildung 8-19 bestätigt diese Erwartung durch einen nahezu linearen Anstieg der maximalen Schneidspaltaufweitungen, aufgetragen über den jeweiligen Querkraftmaxima.

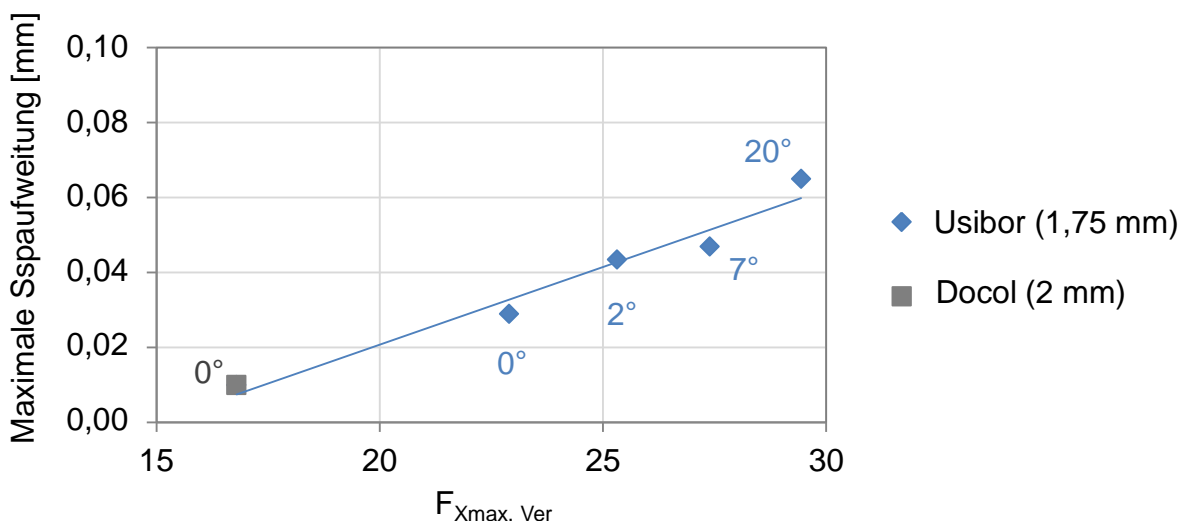


Abbildung 8-19: Maximale Schneidspaltaufweitung in Abhängigkeit der maximalen Querkraft; aufgetragene Werte entsprechen den Mittelwerten über alle Schneidspalte bei den jeweiligen Fasenwinkeln am Stempel

8.4.4 Schneidkantenradius

Der Einfluss des Schneidkantenradius wurde ausschließlich mit der FEM mit einem Reibwert von 0,1 untersucht.

Prozesskräfte

Bei der Variation der Schneidkantenradien an Matrize und Stempel wurde als Haupteinflussfaktor auf die Prozesskräfte der Radius an der Stempelschneidkante identifiziert. Wesentliche Ursache hierfür ist die Rissinitiierung auf der Blechoberseite. Wie in Abbildung 8-20 zu sehen, steigen mit größer werdendem Stempelradius sowohl die maximale Schneidkraft als auch die maximale Querkraft an und die Rissinitiierung findet später statt. Die Veränderung der maximalen Querkräfte ist dabei stärker ausgeprägt als die der Schneidkräfte. Wird zusätzlich die Matrizen-schneidkante mit jeweils dem gleichen Radius versehen, treten ähnliche Ergebnisse auf. Die alleinige Variation der Matrizen-schneidkanten beeinflusst sowohl die maximalen Prozesskräfte als auch die Stempel-eintauchtiefe bei Rissinitiierung kaum.

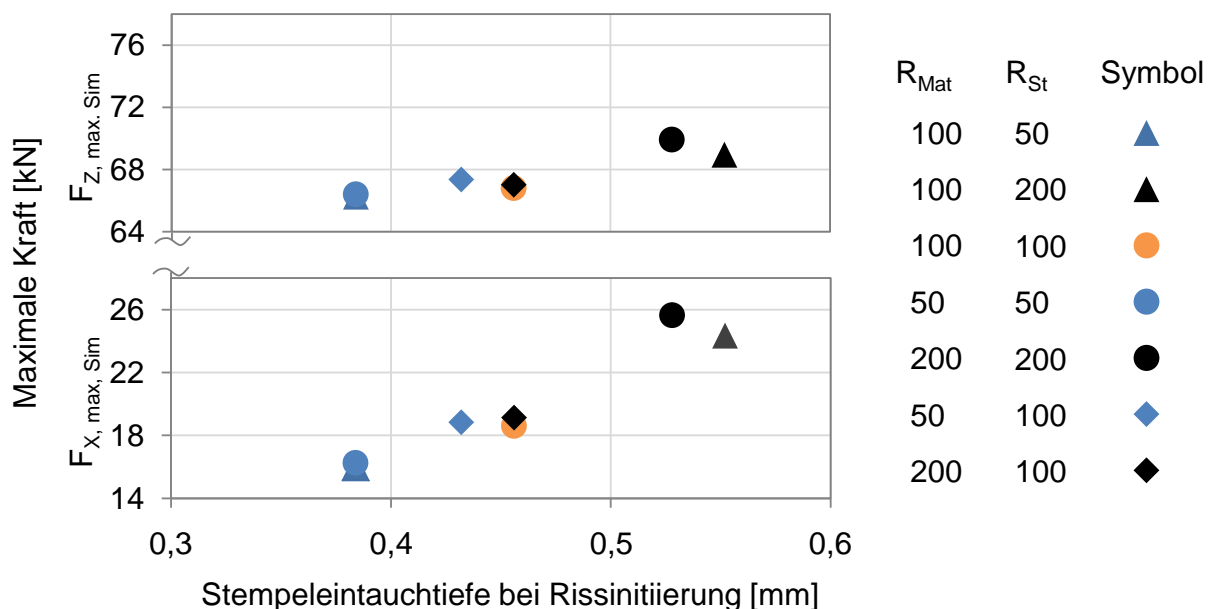


Abbildung 8-20: Maximale Prozesskräfte in Abhängigkeit der Schneidkantenradien (FE-Simulation)

Ein größerer Stempelradius bedeutet eine anfängliche Schneidspaltvergrößerung. Das Niveau der Prozesskräfte liegt daher zunächst tiefer. Erst mit beginnendem Blechkontakt der Stempelmantelfläche übersteigen die Prozesskräfte jene mit kleineren Stempelradien. Die Schneidkante ist dann komplett vom Blechwerkstoff umschlossen. Der größere Schneidkantenradius wirkt jetzt einer Spannungskonzentration im Blech entgegen und benötigt folglich mehr Kraft für die Blechtrennung. Darüber hinaus leitet ein größerer Schneidkantenradius zusätzliche Druckspannungen in die Scherzone ein, die dem Rissbeginn entgegenwirken [ERDM04]. Die Folge ist ein späterer Bruch. Die Variation des Matrizenradius hat nur geringe Auswirkungen auf die Schneid- und Querkraftmaxima, da dieser keinen Einfluss auf die Rissentstehung hat.

Prozessspannungen

Grundsätzlich gilt: Je kleiner der Schneidkantenradius eines Aktivelements gewählt wird, desto größer wird die maximale Vergleichsspannung im Aktivelement und umgekehrt. Dies zeigen die Ergebnisse in Abbildung 8-21.

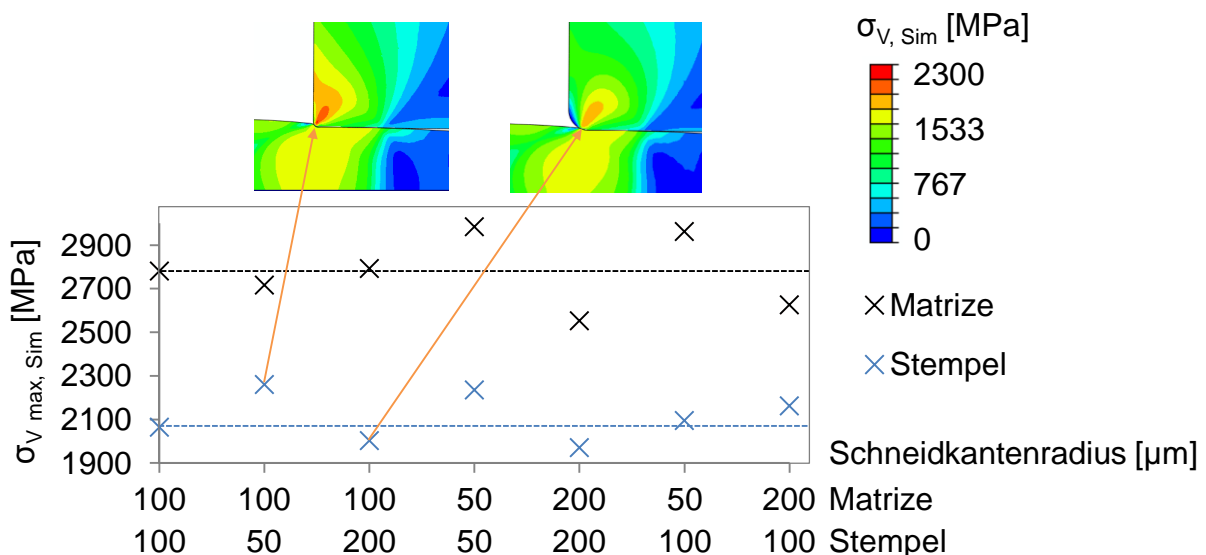


Abbildung 8-21: Maximale Vergleichsspannungen in den Aktivelementen in Abhängigkeit der gewählten Schneidkantenradien (FE-Simulation)

Das Spannungsmaximum für einen Schneidkantenradius von 50 μm tritt bei gleicher Eintauchtiefe auf wie für einen Schneidkantenradius von 200 μm. Die konzentriertere

Krafteinleitung bei kleinerem Schneidkantenradius hat zu diesem Moment bereits größere Umformgrade im Blech erzeugt und das Kraftniveau ist für den kleineren Radius zu diesem Zeitpunkt noch höher. Dies führt zu erhöhten Vergleichsspannungen im Stempel. Das gegenüberliegende Aktivelement verändert sein Spannungsniveau dabei nur geringfügig.

Schnittflächen

Die Schnittflächenkenngrößen lassen sich von den Prozesskraftkurven ableiten. Der frühere Bruch bei kleinerem Stempelradius und gleichbleibendem Matrizenradius führt zu einer Reduzierung der globalen plastischen Verformung, insbesondere des Glattschnittanteils. Der spätere Bruch bei größerem Stempelradius dagegen hat eine größere Zone plastischer Verformung zur Folge. Eine Variation des Matrizenradius bei gleichbleibendem Stempelradius hat keine signifikanten Auswirkungen auf Einzugs- und Glattschnitthöhe, dafür aber auf die Ausbildung des Grates. Je größer der Matrizenradius, desto größer fällt der Grat aus. Da der Grat in der FE-Simulation nicht realitätsgetreu abgebildet werden kann, sind in Abbildung 8-22 keine Grathöhen aufgetragen. Die Grathöhen können aber vom Bruchflächenwinkel abgeleitet werden. Bei den Matrizenradien 50 und 100 μm läuft der Riss direkt auf die Schneidkante zu und erzeugt daher nur eine minimale Grathöhe am Schnittteil. Wird ein Matrizenradius von 200 μm gewählt, verläuft der Riss auf die Mantelfläche der Matrizenenseite, woraus ein größerer Bruchflächenwinkel resultiert. Die Folge ist ein größerer Grat.

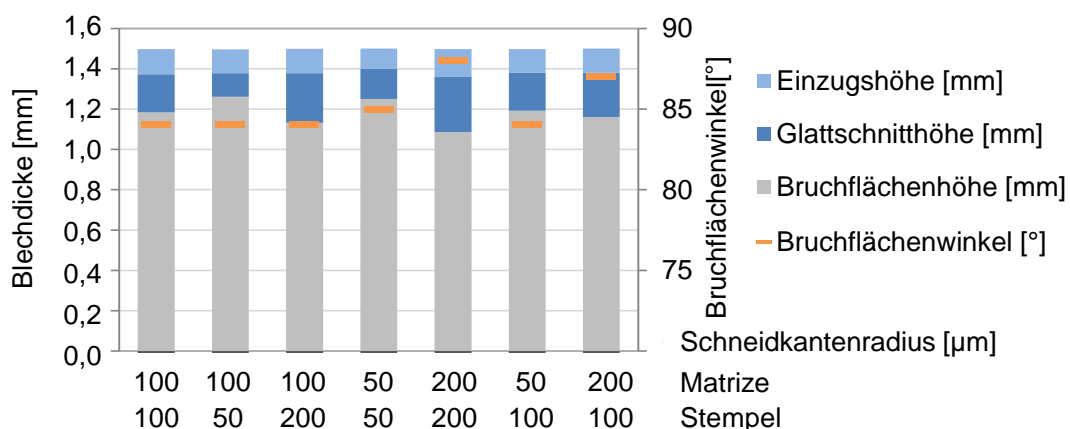


Abbildung 8-22: Schnittflächenkenngrößen aus der FE-Simulation in Abhängigkeit der Schneidkantenradien, Werkstoff: Usibor (1,5 mm)

8.4.5 Zusammenfassung Einfluss der Prozessparameter

Abbildung 8-23 stellt die Auswirkungen der einzelnen Prozessparameter auf die Prozessgrößen beim Schneiden von Usibor vergleichend gegenüber.

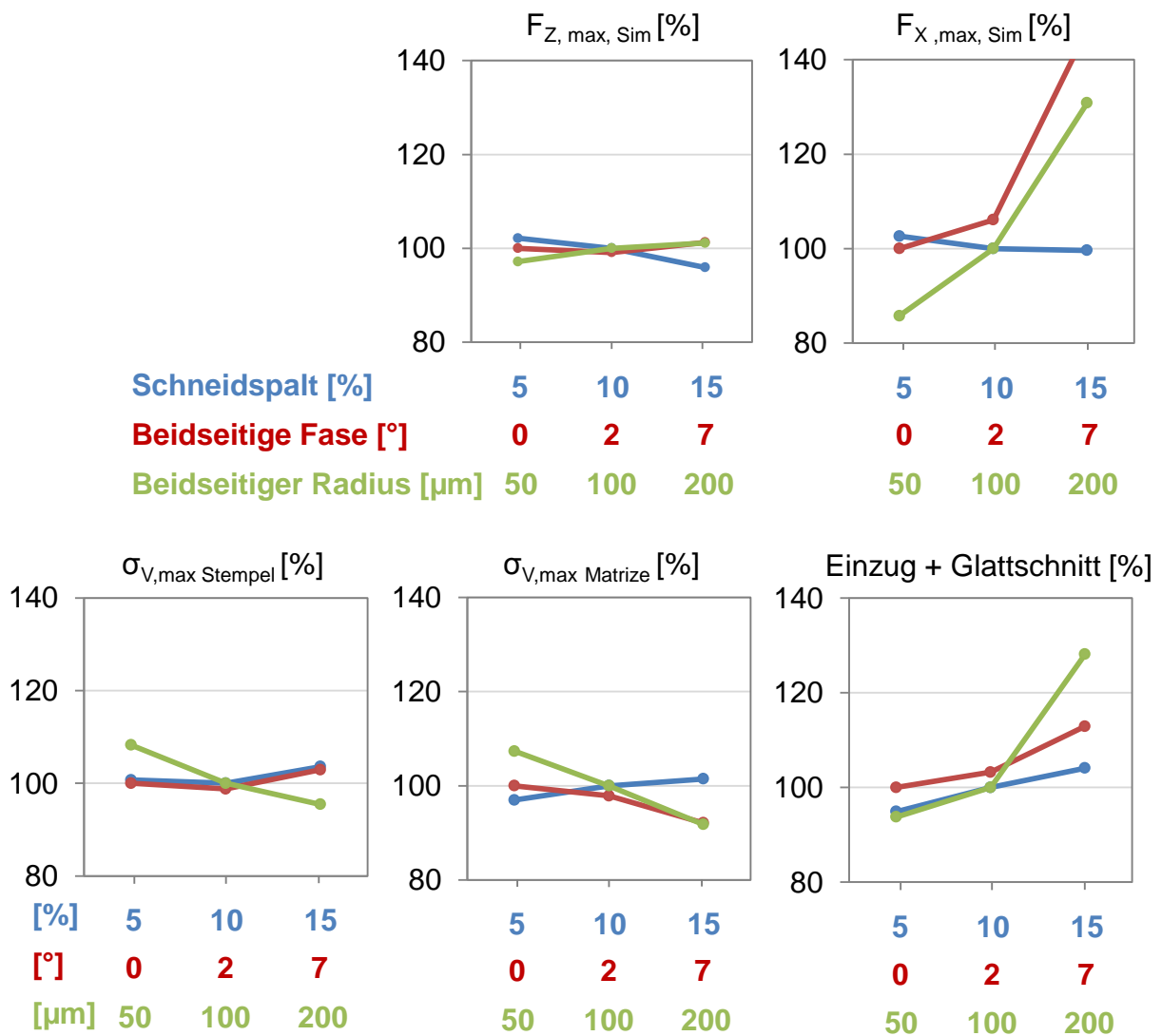


Abbildung 8-23: Prozentuale Auswirkung der Prozessparameter auf die Prozessgrößen; Blechwerkstoff: Usibor (1,5 mm); 100 % entsprechen: Schneidspalt 10 %, Stempelfase 0°, Stempelradius 100 µm

Die geringsten Veränderungen erfährt dabei die maximale Schneidkraft. Sie verändert sich nur um wenige Prozentpunkte. Am stärksten wirkt sich die Parametervariation auf das Querkraftmaximum aus. Bei einer Anfasung der Aktivelemente von

7° steigt dieses in der Simulation auf 140 % im Vergleich zu fassenlosen Aktivelementen an. Dies ist einhergehend mit einer erhöhten Schneidspaltaufweitung im Versuch und einer dadurch bedingten Erhöhung der plastischen Verformung am Schnittteil auf 113 %. Den größten Einfluss auf die plastische Verformung hat jedoch mit einer Erhöhung auf 128 % ein beidseitiger Schneidkantenradius von 200 µm. Deutlich bemerkbar macht sich die Variation der Prozessparameter auch bei den maximalen Vergleichsspannungen der Aktivelemente. Im Stempel können diese um bis zu 5 % und in der Matrize um bis zu 8 % reduziert werden. Generell haben Veränderungen von Fase und Radius größere Auswirkungen auf die Prozessgrößen als Veränderungen des Schneidspalts.

8.5 Entstehung von Verschleiß und Auswirkungen auf die Prozessparameter in Abhängigkeit von Blech- und Werkzeugwerkstoff

8.5.1 Vergleich der Werkzeugwerkstoffe für den Beschnitt des Blechwerkstoffes Docol

Werkzeugwerkstoff 1.2379, 60 HRC

Die Verschleißentwicklung an den 1.2379-Aktivelementen über die gesamte Versuchsreihe zeigt Abbildung 8-24 am Beispiel des Messpunktes 3.

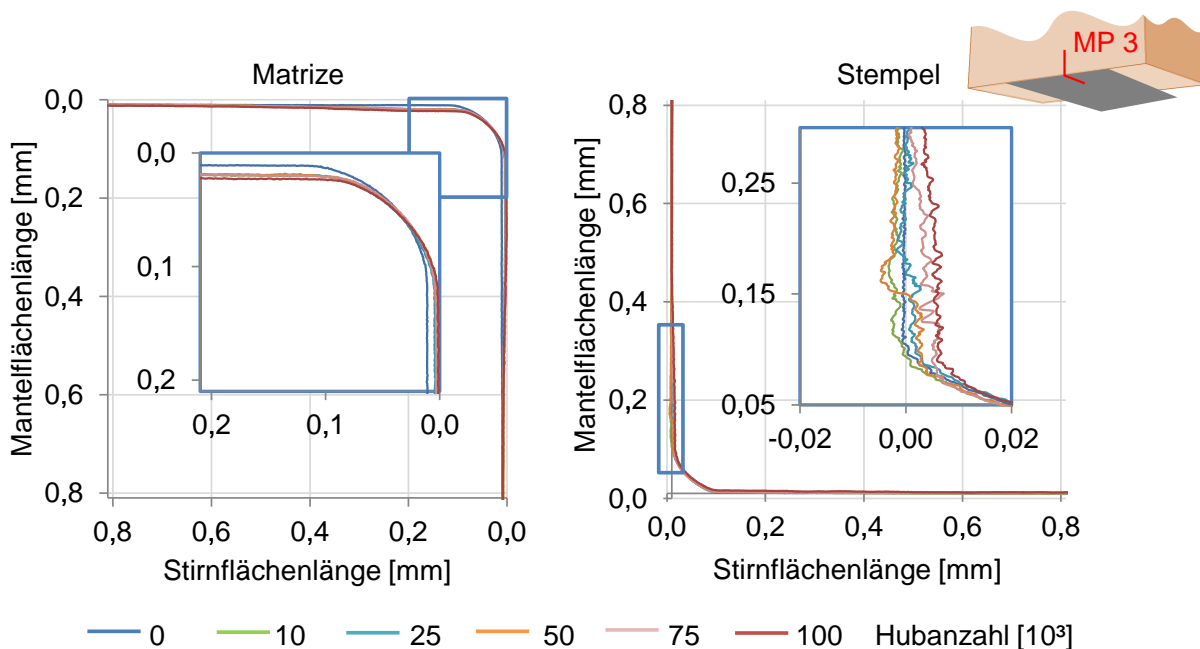


Abbildung 8-24: 2D-Kontur von Matrize und Stempel in Abhängigkeit der Hubanzahl für den Werkzeugwerkstoff 1.2379 am Messpunkt 3

An der Matrize ist weder abrasiver noch adhäsiver Verschleiß messbar. An der Schneidkante sind bereits nach 10.000 Hüben plastische Verformungen um ca. 0,01 mm in horizontaler und vertikaler Richtung zu erkennen, die sich mit fortschreitender Hubanzahl nicht mehr verändern. Dies hat einerseits eine leichte Schneidspaltverkleinerung und andererseits eine geringfügige Veränderung der Blechlage zur Folge. Zwischen 50.000 und 75.000 Hüben tritt ein Ausbruch an der Matrzenschneidkante auf. Am Stempel ist Verschleiß messbar. Es handelt sich ausschließlich um Mantelflächenverschleiß. Dabei überwiegen bis ca. 50.000 Hübe adhäsive und danach abrasive Mechanismen. Für den Schneidspalt hat dies kaum

Auswirkungen, da die geometrischen Veränderungen kleiner als 0,01 mm sind. Auch der Schneidkantenradius bleibt weitgehend unbeeinflusst. Folglich ist an beiden Aktivelementen kein 45°-Verschleiß messbar.

Die plastischen Verformungen in der Matrize führen zu Kaltverfestigungsmechanismen, die die Werkstoffsprödigkeit durch Anhäufen von Versetzungen an den Korngrenzen erhöhen. Zudem befinden sich die vorhandenen Karbide beim Werkzeugstahl 1.2379 vornehmlich an den Korngrenzen. Dadurch wird die Gefahr eines Ausbruches an der Schneidkante erhöht, denn der Riss eines gebrochenen Karbids kann leichter in die sprödere Matrix fortschreiten und so zum Herausbrechen des gesamten Kornes führen. [PICA12] konnte den Rissfortschritt vom Karbid in die Matrix für den Werkzeugstahl 1.2379 unter zyklischer Belastung nachweisen. Wandern die detektierten Risse aufeinander zu, kann es zu einem Ausbruch kommen, der sich mit fortschreitender Belastung aufgrund von Rissakkumulation vergrößert. Der entstandene Ausbruch an der Matrizeschneidkante hatte bei der Vermessung nach 75.000 Hüben bereits eine Länge von ca. 0,8 mm. Im weiteren Verlauf wuchs diese auf die in Abbildung 8-25 dargestellten 2,5 mm an.

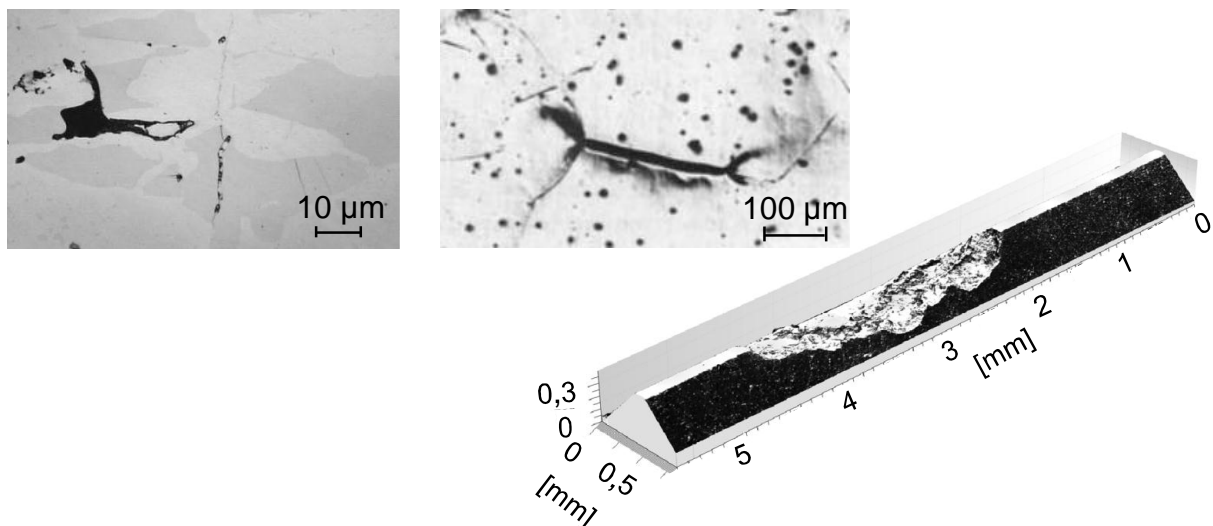


Abbildung 8-25: links: Rissfortschritt vom Karbid in die Matrix unter zyklischer Belastung nach [PICA12]; Mitte: Riss an einer Korngrenze, aufgrund von Karbidanreicherung [GAHR87]; rechts: Ausbruch an der Matrizeschneidkante des Werkzeugwerkstoffes 1.2379 zwischen den Messpunkten 5 und 6 [NOTH12a]

Werkzeugwerkstoff HWS, 64 HRC

Abbildung 8-26 zeigt die Verschleißentwicklung für die HWS-Aktivelemente. Es sind keine geometrischen Änderungen an der Matrize und folglich auch kein Verschleiß über die gesamte Versuchsreihe zu erkennen. Sie weist lediglich dunkle Verfärbungen an stark belasteten Stellen auf. Am Stempel tritt, wie bei den 1.2379-Aktivelementen, ausschließlich Mantelflächenverschleiß auf. Es ist kaum Adhäsion, dafür mehr Abrasion als bei 1.2379 messbar. Bei 100.000 Hüben führt der abrasive Mantelflächenverschleiß beim Aufsetzen des Stempels auf das Blech zu einer Vergrößerung des Schneidspalts um ca. 0,02 mm. Der Schneidkantenradius läuft dadurch spitzer in die Mantelfläche aus. An beiden Aktivelementen ist aber noch kein 45°-Verschleiß messbar. Es treten keine Ausbrüche auf.

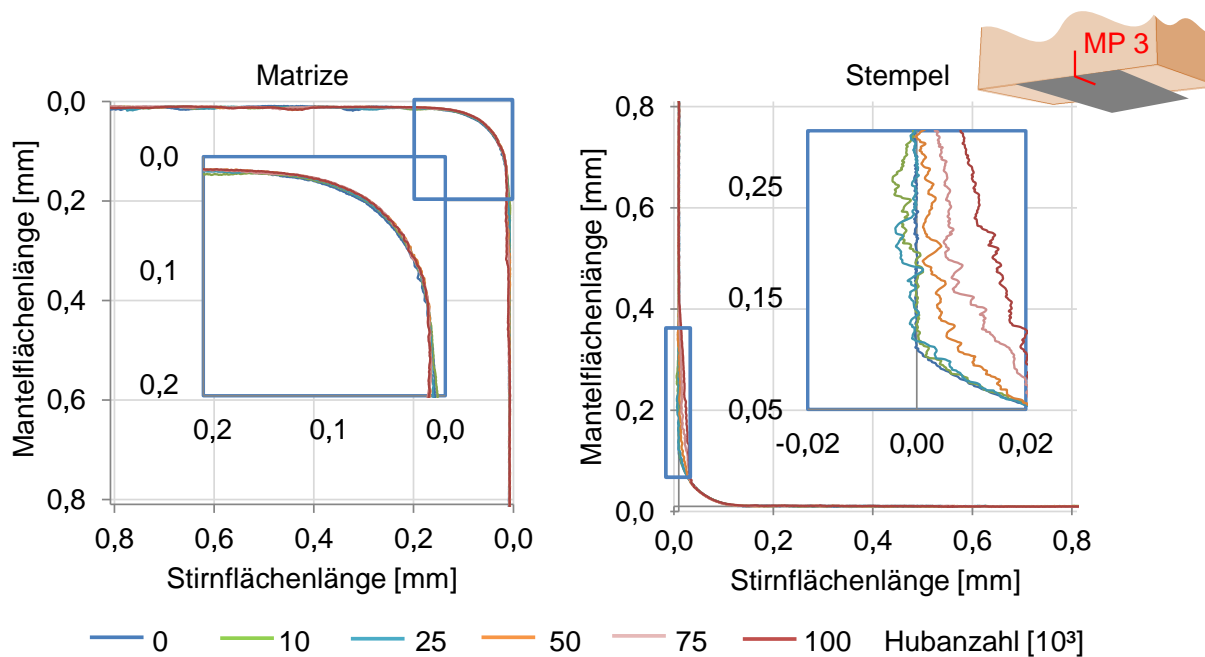


Abbildung 8-26: 2D-Kontur von Matrize und Stempel in Abhängigkeit der Hubanzahl für den Werkzeugwerkstoff HWS am Messpunkt 3

Vergleich 1.2379 - HWS

Wie in 8.5.3 noch gezeigt wird, verteilt sich der Verschleiß gleichmäßig über die Schneidkanten (Messpunkte 2 bis 5) mit Ausnahme der Randbereiche (Messpunkte 1 und 6). Daher kann der direkte Vergleich der Verschleißbeständigkeit beider

Werkzeugwerkstoffe anhand des ausgewählten Messpunktes MP 3 durchgeführt werden. Abbildung 8-27 zeigt die Entwicklung der Mantelverschleißflächen in diesem Messpunkt. Bis 25.000 Hube sind die zu messenden Flächen sehr klein und unterschreiten zum Teil die Messgenauigkeit des Profilmessgerätes. Danach ist ein steilerer Anstieg für HWS als für 1.2379 zu erkennen.

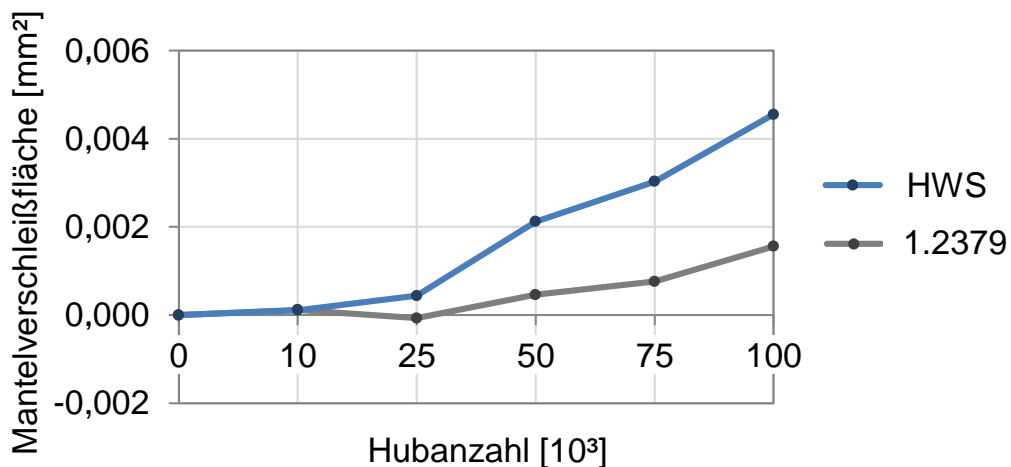


Abbildung 8-27: Entwicklung der Mantelverschleißflächen der Stempel bei fortschreitender Hubanzahl

Werkstofftechnisch ist der höhere abrasive Verschleiß beim pulvermetallurgisch hergestellten HWS mit seinem sehr feinen Gefüge zu begründen. Die kleinen Karbide können leichter abrasiv aus der Matrix herausgelöst werden. Die größeren Karbide des herkömmlich hergestellten Stahls gewähren dagegen einen höheren Widerstand. Kommt es jedoch zum Bruch eines größeren Karbides in Folge von zu hohen Spannungen, kann dies schneller zu einem Ausbruch an der Schneidkante führen. (vgl. Abbildung 8-25)

Somit ist das Archardsche Verschleißmodell für Abrasion (siehe *Formel 2-2*), das eine indirekte Abhängigkeit der Werkzeughärte vom entstehenden abrasiven Verschleiß vorgibt, beim Vergleich von Stählen mit verschiedenen feinen Gefügebildern nicht zwangsläufig anwendbar. Das feine Gefüge eines pulvermetallurgischen Stahls kann trotz höherer Härte leichter abrasiv verschleifen als herkömmlich hergestellter Stahl mit geringerer Härte, aber größeren Karbiden.

Plastische Verformung tritt nur an der Matrize des Werkzeugwerkstoffes 1.2379 auf. Begründet liegt dies zum einen in den höheren Belastungen der Matrize im Vergleich zum Stempel (siehe Kapitel 8.4.3) und zum anderen in der Härte des Werkzeugwerkstoffes. Diese ist beim 4 HRC weicheren 1.2379 zu gering, um den auftretenden Belastungen standzuhalten.

8.5.2 Vergleich der Werkzeugwerkstoffe für den Beschnitt des Blechwerkstoffes Usibor

Werkzeugwerkstoff 1.2379, 60 HRC

Abbildung 8-28 zeigt sowohl Mantel- als auch Stirnflächenverschleiß für Stempel und Matrize aus 1.2379. Bei beiden Aktivelementen überwiegt der Verschleiß an der Stirnfläche. Daraus resultieren Fasen, die zu einer Vorbiegung des Bleches führen. Am Stempel reichen sie von einer Höhe von ca. 0,02 mm bei 10.000 Hüben bis ca. 0,16 mm bei 59.000 Hüben und an der Matrize von ca. 0,02 mm bis ca. 0,08 mm. Mantelflächenverschleiß ist erst ab einer Hubanzahl von 25.000 erkennbar. Er führt zu einer Vergrößerung des Schneidspalts von ca. 0,04 mm, die sich bis 59.000 Hübe auf ca. 0,07 mm ausdehnt. Eine Schneidspaltverkleinerung durch Adhäsion war nicht messbar. Ab einer Hubanzahl von 25.000 kam es zu Mikroausbrüchen an der Matrizenschneidkante, die sich zunächst nicht negativ auf das Schnittteil auswirkten. Diese vermehrten und vergrößerten sich und führten schließlich zu einem Abbruch der Versuchsreihe bei 59.000 Hüben aufgrund eines zu hohen Grates am Bauteil (siehe Abbildung 8-35).

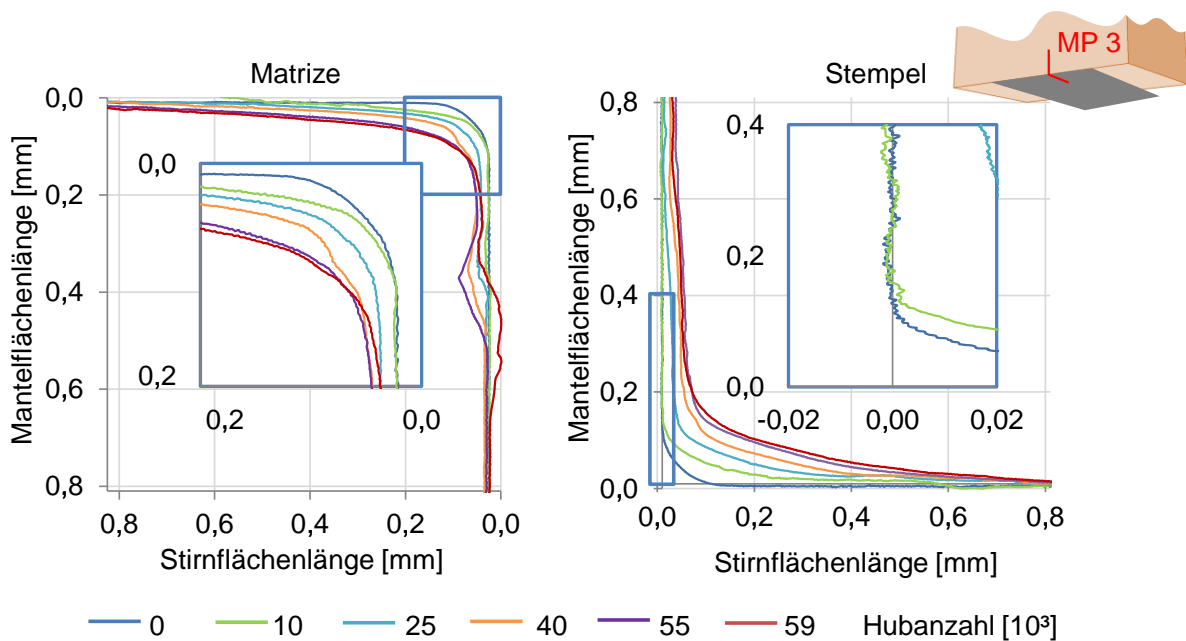


Abbildung 8-28: Erscheinungsbild von Matrize und Stempel in Abhängigkeit der Hubanzahl für den Werkzeugwerkstoff 1.2379 am Messpunkt 3

Werkzeugwerkstoff HWS, 64 RC

Abbildung 8-29 zeigt die Verschleißentwicklung an den HWS-Aktivelementen. Auch hier überwiegt Stirnflächenverschleiß. Er führt zu Fashöhen von ca. 0,03 mm bis ca. 0,1 mm an der Matrize und von ca. 0,05 mm bis ca. 0,15 mm am Stempel. An der Mantelfläche überwiegen bis 40.000 Hübe adhäsive und danach abrasive Mechanismen. So tritt zunächst eine Schneidspaltverkleinerung von ca. 0,01 mm aufgrund von Adhäsion auf. Bei 55.000 Hüben ist eine Schneidspaltvergrößerung um ca. 0,02 mm vorhanden, bei 100.000 Hüben um ca. 0,05 mm. Es treten keine Ausbrüche auf. Die Mantelflächenverschleißlängen spiegeln die Zonen plastischer Verformung in Z-Richtung auf Blechober- und -unterseite wider. Es bestätigen sich die in 8.2 beschriebenen größeren Verformungen an der Blechoberseite.

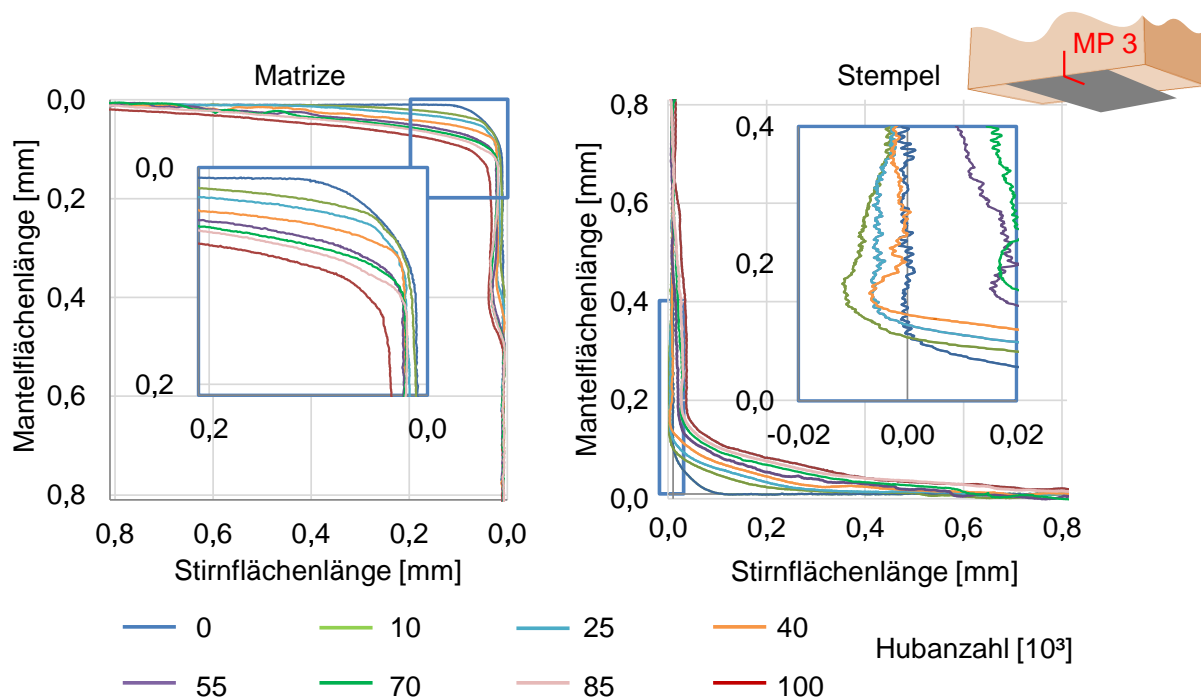


Abbildung 8-29: Erscheinungsbild von Matrize und Stempel in Abhängigkeit der Hubanzahl für den Werkzeugwerkstoff HWS am Messpunkt 3

Vergleich 1.2379 - HWS

Auch beim Schneiden von Usibor kann der Verschleiß aufgrund seiner gleichmäßigen Verteilung über die Schneidkante an einem exemplarischen Messpunkt MP 3 diskutiert werden. Ein direkter Vergleich der beiden Werkzeugwerkstoffe lässt sich am besten über die 45°-Verschleißlänge durchführen. Diesbezüglich zeigt Abbildung 8-30 nach 10.000 Hüben noch keinen Unterschied. Erst mit weiter fortschreitender Hubanzahl nimmt die 45°-Verschleißlänge bei 1.2379 stärker zu als bei HWS. Die hohen Belastungen in Kombination mit der rauen Oberfläche des Usibor-Blechtes haben zur Folge, dass die großen Karbide des herkömmlich hergestellten Werkzeugstahls nicht mehr Stand halten können und abrasiv verschleifen oder brechen. Auch der pulvermetallurgisch hergestellte Stahl verschleißt abrasiv. Aufgrund seiner kleinen, homogen verteilten Karbide ist die Abtragungsrate aber geringer.

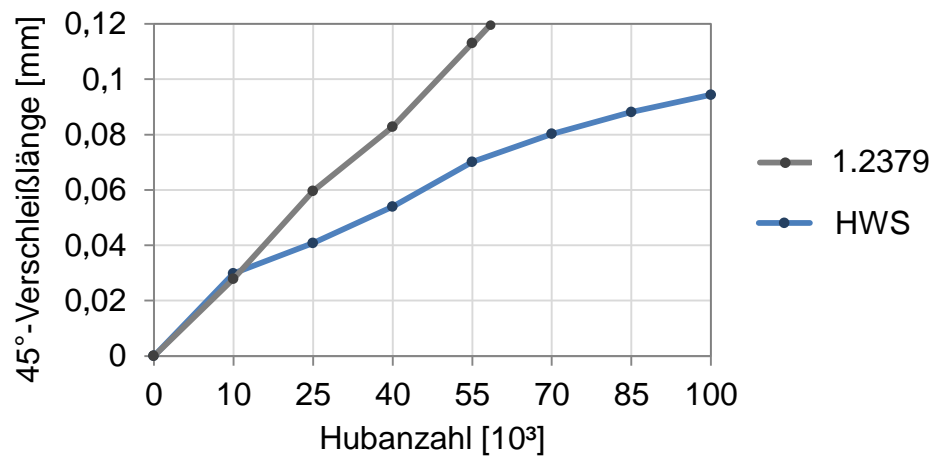


Abbildung 8-30: Entwicklung der 45° Verschleißlängen am Stempel bei fortschreitender Hubanzahl

An der Schneidkante der 1.2379-Matrize treten verstärkt Ausbrüche auf. Abbildung 8-31 zeigt einen repräsentativen Ausschnitt der Schneidkante. Die in Kapitel 8.2 vorgestellte Spannungsverteilung während dem Schneidprozess verursacht zwei wesentliche Orte mit erhöhter Ausbruchswahrscheinlichkeit, welche in den Schnitten A – A und B – B gezeigt sind. Zunächst treten circa 0,25 mm unter der Stirnfläche entlang der gesamten Schneidkante Ausbrüche auf. Schnitt B – B zeigt diese kombiniert mit der Spannungsverteilung in der Matrize kurz vor Rissinitiierung. Bis zur Rissinitiierung baut sich in diesem Bereich mehr und mehr Vergleichsspannung auf. Ursache hierfür ist das wirkende Biegemoment, wodurch das Schnittteil zunehmend gegen die Mantelfläche gedrückt wird und so zu lokalem Versagen des Werkzeugwerkstoffes führt. Werkstoffversagen direkt am Schneidkantenradius, wie es Schnitt A – A zeigt, tritt zusätzlich in unregelmäßigen Abständen entlang der Schneidkante auf. Die Begründung hierfür liefern die hohen Vergleichsspannungen bei Beginn der plastischen Werkstoffverformung (Haltepunkt 2). Darüber hinaus werden diese Ausbrüche von der fehlenden Stützwirkung aufgrund des im Schnitt A – A gezeigten Werkstoffverlustes, begünstigt.

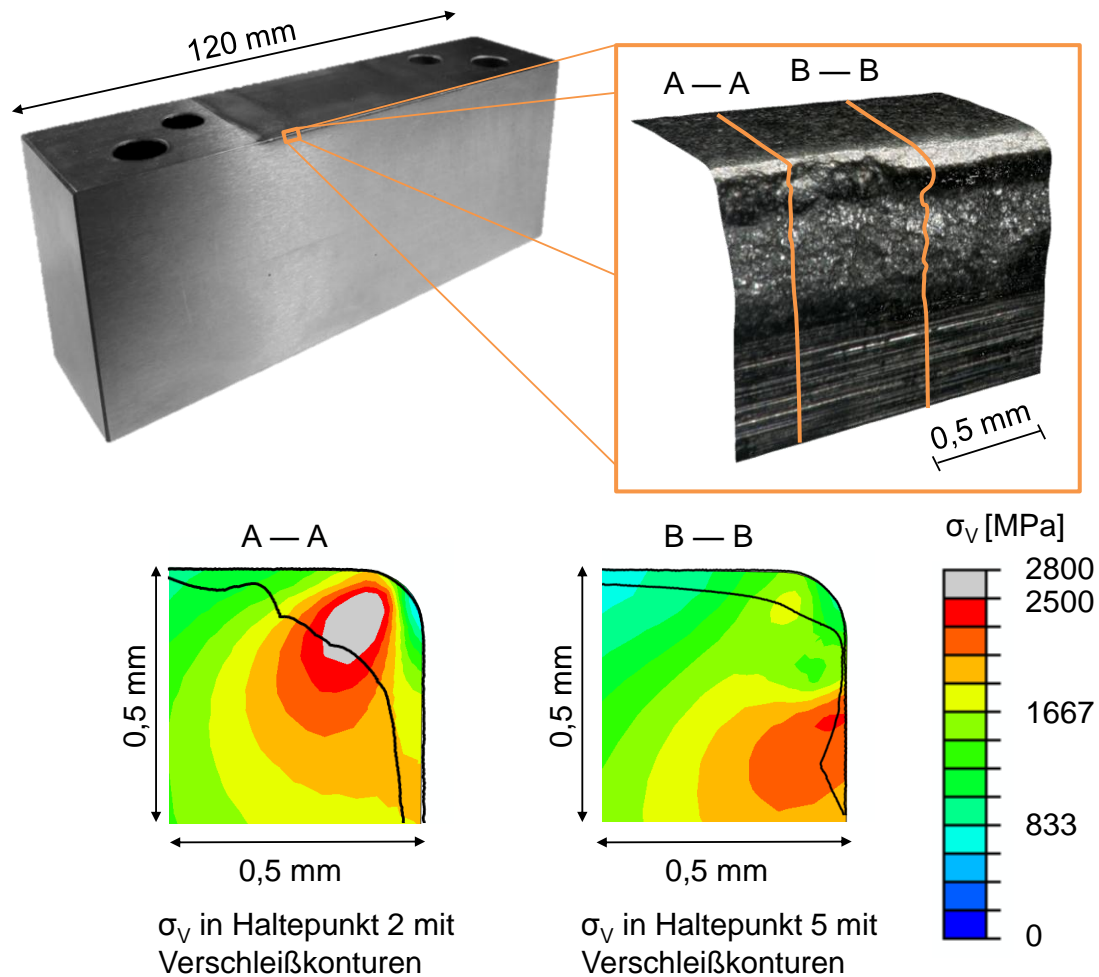


Abbildung 8-31: Matrize 1.2379 nach 59.000 Hieben mit Ausbrüchen an der Schneidkante überlagert mit Spannungsverteilung zu Prozessbeginn (Haltepunkt 2) und kurz vor Rissinitiierung (Haltepunkt 5).

8.5.3 Einfluss des Blechwerkstoffes

Beim Schneiden von Usibor ist der gemessene Verschleiß trotz geringerem Schneidkraftniveau deutlich größer als beim Beschnitt von Docol. Dies ist auf die harte, raue AISi-Schicht zurückzuführen, die beim Werkstofffluss in den Schneidspalt und in die Blechbiegung an den Aktivelementen reibt. In Verbindung mit den an Stirn- und Mantelflächen herrschenden Kontaktdrücken erhöht dies das Abrasionspotential im Vergleich zu unbeschichteten glatten Blechoberflächen. Zudem steigert eine raue Blechoberfläche die resultierenden Querkraftmaxima und damit auch die Schneidspaltaufweitungen (siehe Kapitel 8.4.1).

Abbildung 8-32 zeigt die Entwicklung der Verschleißflächen mit Fokus auf die Randbereiche für den Beschnitt der beiden Blechwerkstoffe am Werkzeugwerkstoff HWS.

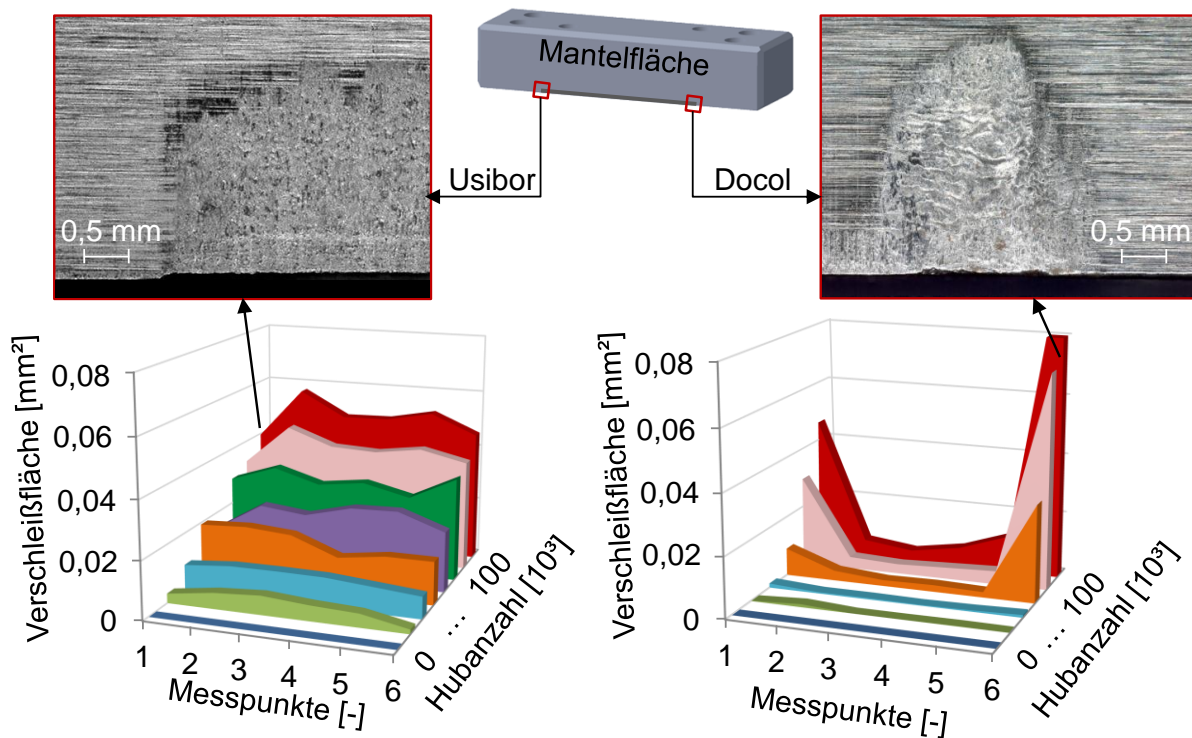


Abbildung 8-32: Verschleißfläche am Stempel in Abhängigkeit der Messpunkte und der Hubanzahl; links: Beschnitt von Usibor, rechts: Beschnitt von Docol; Werkzeugwerkstoff: HWS

Der Beschnitt von Docol erzeugt für beide Werkzeugwerkstoffe eine relativ gleichmäßige Verteilung der Verschleißflächen über die Messpunkte 2 bis 5. Deutliche Abweichungen davon zeigen sich an den Randbereichen der Stempel (Messpunkt 1 und 6). Hier tritt stärkerer adhäsiver und abrasiver Verschleiß auf. Anders als beim Blechwerkstoff Docol weisen die Randbereiche beim Schneiden von Usibor in der Regel konstanten oder leicht reduzierten Verschleiß auf.

Begründet liegt dies in der Herstellung der Bleche. Während die Usibor-Bleche mittels Laser geschnitten wurden, wurden die Docol-Bleche mechanisch gespalten. Durch den Spaltvorgang haben die Blechränder Schnittflächen mit den in [VDI2906] definierten Kenngrößen und weisen sowohl Grat als auch Einzug auf. Der Grat kann

dabei je nach Lage des Coils in Richtung des Stempels oder in Richtung der Matrize zeigen. Der starke Randverschleiß tritt bei beiden Varianten jedoch nur am Stempel auf. Liegt der Grat auf der Blechoberseite, drückt er bereits beim Aufsetzen in den Stempel und erzeugt dort aufgrund seiner spitzen Form erhöhte Belastungen. Während des Hubes reibt er an Stirn- und Mantelfläche und führt so zu erhöhtem Verschleiß. Kommt der Grat auf der Blechunterseite zu liegen, wird der spaltbedingte Einzug am Rand vom Einzug, der während des Prozesses entsteht, überlagert. Die Blechoberfläche ist am Rand um die Einzugshöhe nach unten versetzt. Deshalb beginnen der Schneidprozess und damit auch die Ausbildung des Einzugs dort erst bei einer größeren Eintauchtiefe des Stempels. Es entsteht ein weiter nach unten reichender Einzug, wie ihn Abbildung 11-10 im Anhang zeigt. Die Werkstoffrückfederung erzeugt daraus eine scharfe Randkante, die gegen die Stempelmantelfläche drückt. In Kombination mit der Stempelbewegung entsteht so der beschriebene Verschleißzustand. Der Spaltvorgang führt zudem zu Aufhärtungen der Schnittflächen, wie sie Abbildung 8-33 zeigt. Unabhängig von der Lage des Grates unterstützt diese Aufhärtung die Bruchausbreitung vom Blechrand zur Blechmitte und hat demnach keinen Einfluss auf den verstärkten Randverschleiß.

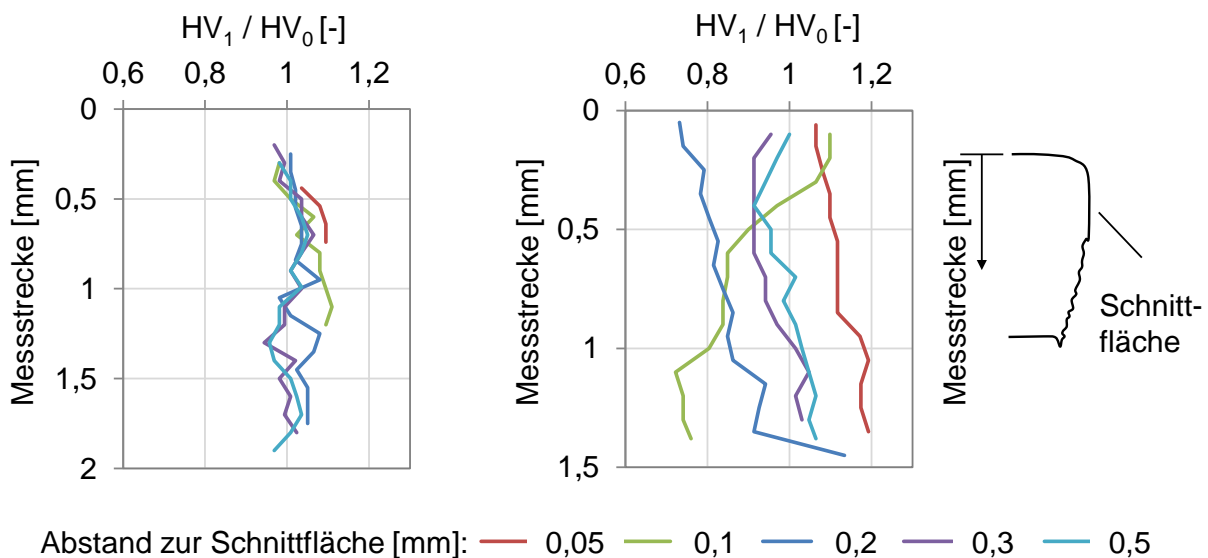


Abbildung 8-33: Aufhärtung der Schnittflächen an den Blechrändern; links: Docol gespalten, rechts: Usibor gelasert

Die Usibor-Bleche weisen aufgrund des Laserbeschnitts nur sehr geringen Einzug und keinen Grat auf, wodurch der Randverschleiß reduziert wird. Zudem beeinflusst die Trennung mittels Laser die Härte in der Randzone. Die schnelle Wärmeabfuhr am Blechrand führt bei einem Abstand von 0,05 mm zu einer Aufhärtung auf die ca. 1,2-fache Grundhärte. Bereits 0,1 mm vom Blechrand entfernt tritt jedoch eine Reduktion der Härte aufgrund der verlangsamten Wärmeabfuhr im Werkstoffinneren auf bis zu 70 % der Grundhärte ein. Die Aufhärtung direkt am Blechrand unterstützt auch hier die Bruchausbreitung vom Blechrand zur Blechmitte. Bereits 0,1 mm vom Blechrand entfernt schreitet der Bruch in die Zone mit geringerer Härte fort. Dies führt zur Reduktion der lokalen Stempelbelastungen und damit zur Reduktion der lokalen Verschleißerscheinungen.

8.6 Einfluss des Verschleißes auf die Prozessgrößen

Im Folgenden werden die Auswirkungen des fortschreitenden Verschleißes auf die Prozessgrößen in Abhängigkeit der verwendeten Werkzeug- und Blechwerkstoffe beschrieben.

Blechwerkstoff Docol

Da die Aktivelemente des ersten Dauerhubwerkzeugs nicht kompatibel mit dem Einzelhubwerkzeug sind und daher keine Prozesskräfte aufgezeichnet werden konnten, werden hier nur die Auswirkungen des fortschreitenden Verschleißes auf die Schnittflächenkenngrößen betrachtet. Abbildung 8-34 zeigt die Entwicklung der gemittelten Schnittflächenkenngrößen bei fortschreitender Hubanzahl.

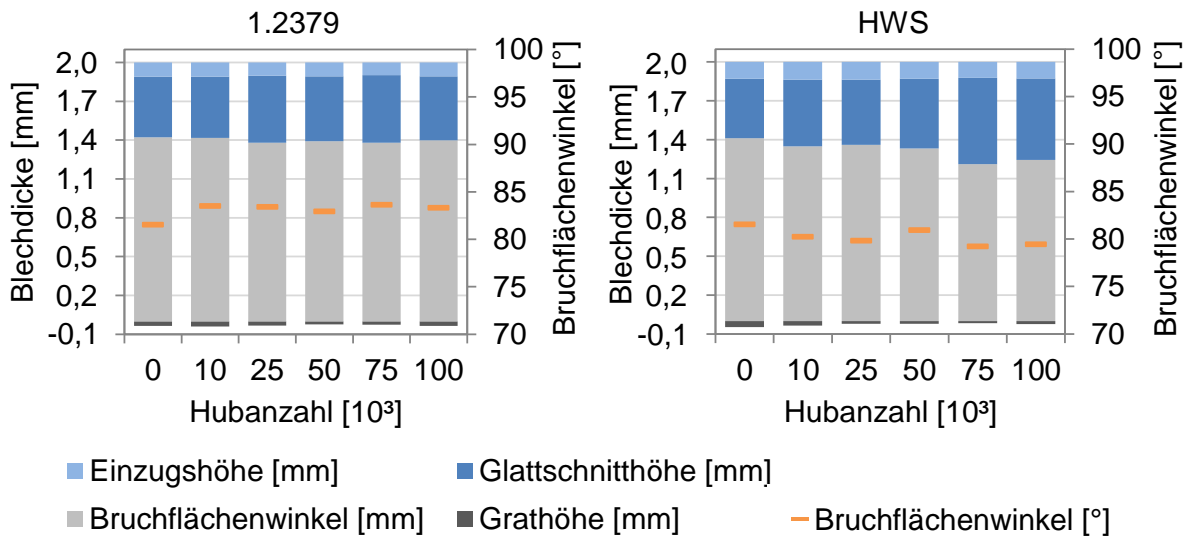


Abbildung 8-34: Schnittflächenkenngrößen in Abhängigkeit der Hubanzahl, Blechwerkstoff Docol

Für den Werkzeugwerkstoff 1.2379 verändert sich aufgrund des sehr geringen Verschleißes nur der Bruchflächenwinkel leicht. Er nimmt bereits nach 10.000 Hübem zu und bleibt danach für die restliche Versuchsreihe annähernd konstant. Ursache für die Zunahme des Bruchflächenwinkels ist die plastische Deformation der Matrzenschneidkante, wodurch die Schneidkante in negative Z-Richtung versetzt wird. Die Folge ist ein steilerer Rissverlauf und damit ein größerer Bruchflächenwinkel. Die restlichen gemittelten Schnittflächenkenngrößen bleiben unverändert. An der Stelle des in Abbildung 8-25 gezeigten Ausbruches der Matrzenschneidkante tritt lokal ein vergrößerter Grat am Schnittteil auf. Der Grat formt sich in die ausgebrochene Stelle ein und wächst demnach mit größer werdendem Ausbruch weiter an. Bei einer Hubanzahl von 100.000 überschreitet er die kritische Höhe von 0,3 mm. Durch den in Abbildung 8-32 gezeigten Randverschleiß entstehen an den Bauteilrändern Verschmierungen des Glattschnittes, die über die gesamte Blechbreite reichen können. Beide Phänomene zeigt Abbildung 8-35.

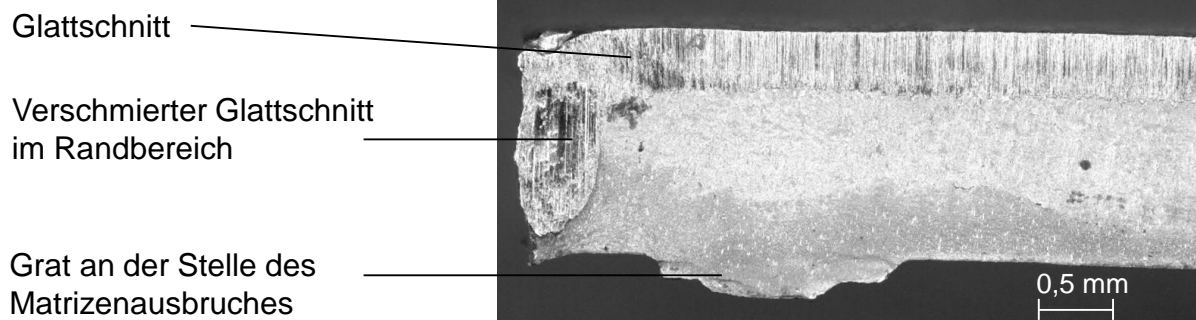


Abbildung 8-35: Randausschnitt eines Docol-Schnittteils nach 100.000 Hügen mit Werkzeugwerkstoff 1.2379

Bei den verschlissenen HWS-Aktivelementen ist eine Zunahme der Glattschnittlänge um ca. 40 % und eine Verkleinerung des Bruchflächenwinkels im Vergleich zum unverschlissenen Stempel zu erkennen. Dies korreliert mit den Ergebnissen aus Kapitel 8.4.2, wonach ein größerer Schneidspalt in größeren Glattschnittlängen und folglich in kleineren Bruchflächenwinkeln resultiert. Die Zunahme ist jedoch stärker ausgeprägt, wenn die Schneidspaltvergrößerung verschleißbedingt ist, als wenn sie voreingestellt mit unverschlissenen Aktivelementen realisiert wird. Dies liegt an der schräg auf die Mantelfläche zulaufenden Verschleißkontur, durch welche während des Schneidvorgangs zusätzliche Querkräfte resultieren. Diese erhöhen die horizontale Verlagerung des Stempels und führen so zu noch größeren Schneidspalten. In den Randbereichen tritt auch hier bereits nach wenigen Hügen eine Verschmierung des Glattschnitts bis über die gesamte Blechbreite auf.

Blechwerkstoff Usibor

Aufgrund der Kompatibilität der Aktivelemente des Dauerhubwerkzeugs 2 mit dem Einzelhubwerkzeug und durch Adaption des entwickelten Simulationsmodelles konnten für den Blechwerkstoff Usibor neben den Schnittflächenkenngrößen auch verschleißbedingte Änderungen der Prozesskraftverläufe und der Prozessspannungen analysiert werden.

Abbildung 8-36 zeigt die Verläufe der Prozesskräfte für die untersuchten Werkzeugwerkstoffe in Abhängigkeit der Hubanzahl. Grundsätzlich weisen die Ergebnisse beider Werkstoffe die gleichen Tendenzen auf:

Mit zunehmender Hubanzahl nimmt

- die maximale Schneidkraft ab,
- die maximale Querkraft zu,
- die Steigung der elastischen Gerade ab und
- der Bruch tritt später ein.

Bei 1.2379 sind diese Tendenzen aufgrund des erhöhten Verschleißes stärker ausgeprägt als bei HWS.

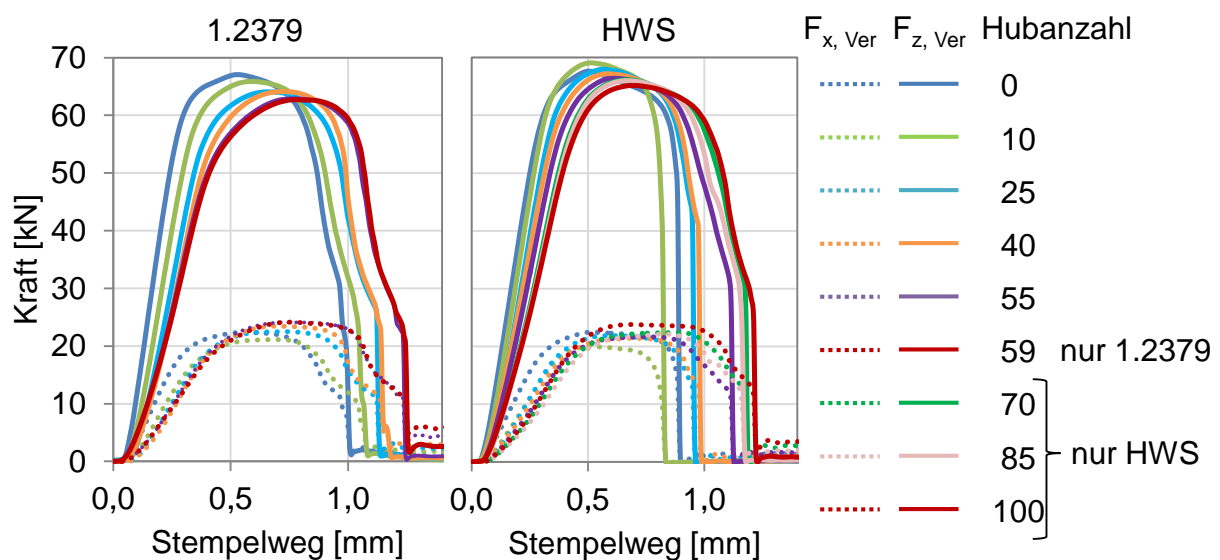


Abbildung 8-36: Verlauf der Prozesskräfte über dem Stempelweg in Abhängigkeit der Hubanzahl

Die sinkenden maximalen Schneidkräfte können nach Kapitel 0 sowohl die Folge spitzer werdender Schneidkantenradien als auch einer Schneidspaltvergrößerung sein. Da aus Abbildung 8-28 eine Abstumpfung der Schneidkantenradien hervorgeht, muss die Ursache für die Schneidkraftabnahme in der Vergrößerung des Schneidspalts durch abrasiven Mantelflächenverschleiß liegen. Während des Schneidvorgangs wird die Schneidspaltvergrößerung durch die zunehmenden Fasen an den Aktivelementen, die zu zusätzlichen Aufweitungen führen (siehe Abbildung 8-19), verstärkt. Dadurch ist der Schneidspalteinfluss gegenüber der abstumpfenden Schneidkantenradien dominant. Für den Werkzeugwerkstoff HWS liegen die maximalen Schneidkräfte bis 25.000 Hübe über dem Ausgangsniveau.

Dies liegt im Adhäsionsverschleiß an den Mantelflächen, der zu einem kleineren Schneidspalt führt, und in den abstumpfenden Schneidkantenradien begründet.

Die steigenden maximalen Querkräfte können nach Kapitel 0 die Folge zunehmender Fasen und größer werdender Schneidkantenradien sein. Beide Phänomene liegen an allen Aktivelementen vor und sind somit gegenüber dem Schneidspalteinfluss, der zu einer leichten Reduktion der Querkraft führen müsste, dominant.

Des Weiteren fällt auf, dass einige Prozesskraftkurven nach der Rissinitiierung flacher abfallen und einen Knick aufweisen, der auf die Bildung von Sekundärglattschnitt schließen lässt. Bei 1.2379 tritt der Knick bereits bei den ersten Hübten auf. Bei HWS ab 55.000 Hübten.

Schnittflächen

Gegenstand der Untersuchungen waren sowohl die mit Dauerhubwerkzeug 2 generierten Schnittflächen, als auch jene Schnittflächen, die während der Aufzeichnung der Prozesskräfte im Einzelhubwerkzeug entstanden sind. Aus Abbildung 8-37 geht eine Abhängigkeit der Schnittflächenkenngößen vom verwendeten Werkzeug hervor. Aufgrund der geometrischen Gleichheit der Aktivelemente muss die Abhängigkeit in der Werkzeugsteifigkeit und der damit verbundenen Schneidspaltveränderung begründet sein.

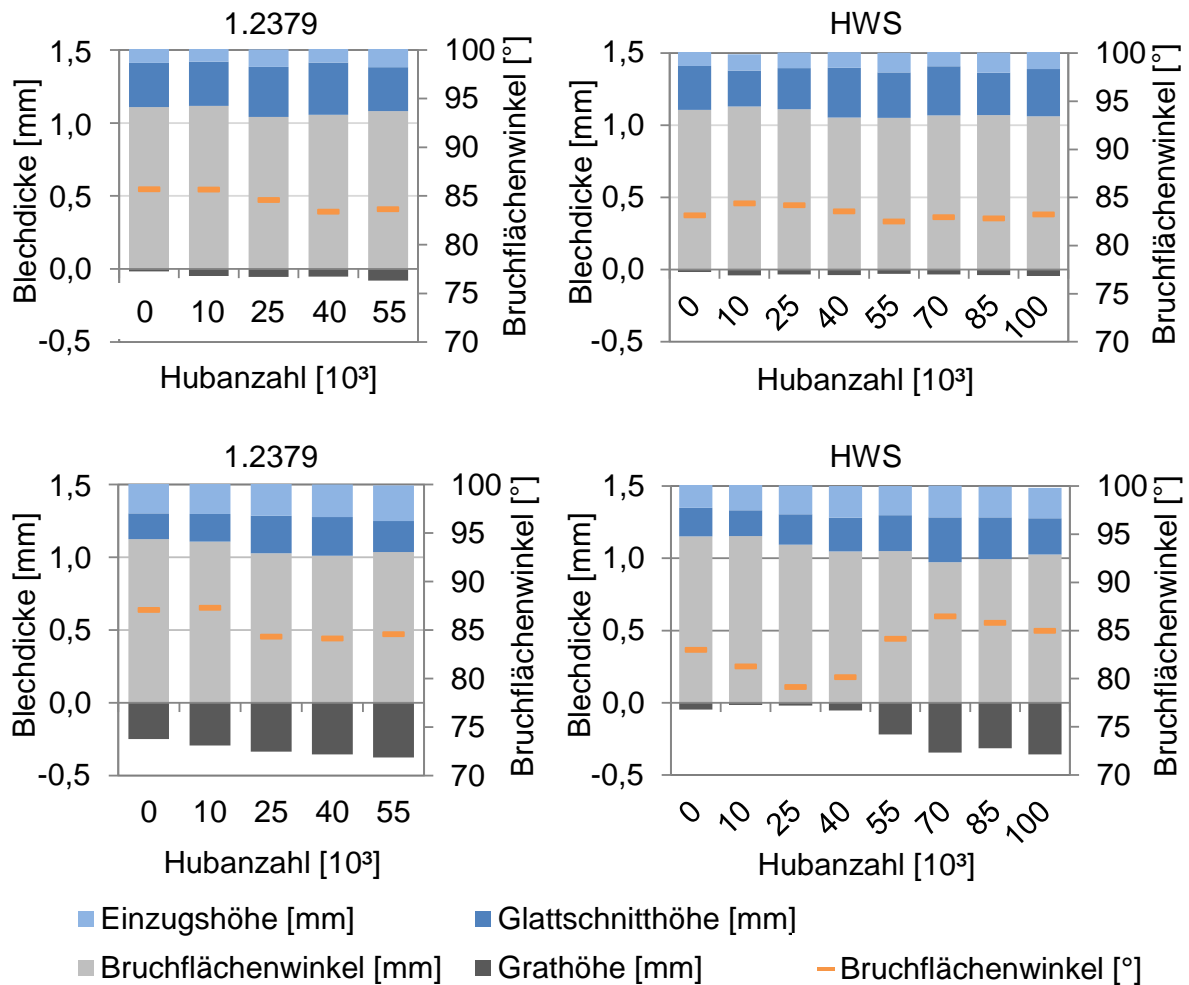


Abbildung 8-37: Schnittflächenkenngrößen in Abhängigkeit der Hubanzahl; oben: Dauerhubwerkzeug 2, unten: Einzelhubwerkzeug

Die primären Unterschiede der Schnittflächenkenngrößen beider Versuchswerkzeuge liegen in einer vergrößerten Einzugs-höhe und einem vergrößerten Grat beim „weicheren“ Einzelhubwerkzeug. Ursache hierfür ist die dort vorhandene größere Schneidspaltaufweitung. Die Einzugs-höhe wird zusätzlich von einem größeren Niederhalterspalt begünstigt. Dieser ist beim Einzelhubwerkzeug mit 1,2 mm fast doppelt so hoch wie beim Verschleißwerkzeug und erleichtert dadurch das Nachfließen des Werkstoffes in den Einzug. Die geringere Werkzeugsteifigkeit des Einzelhubwerkzeugs führt auch dazu, dass der Einfluss der Hubanzahl deutlich stärker ausgeprägt ist als beim steiferen Dauerhubwerkzeug 2, bei dem kaum ein Einfluss erkennbar ist. Mit steigender Hubanzahl steigt so der Anteil an plastischer Verformung am Schnittteil vor allem beim „weicheren“ Werkzeug deutlich an. Dabei

nimmt immer die Einzugshöhe zu, die Glattschnitthöhe kann zu- oder geringfügig abnehmen.

Die Zunahme der plastischen Verformung mit fortschreitender Hubanzahl liegt im abrasiven Verschleiß begründet. Dieser vergrößert kontinuierlich den Schneidspalt und die Schneidkantenradien, wodurch zusätzliche Druckspannungen in den Werkstoff eingebracht werden. Die teilweise gemessene Verkleinerung des Glattschnittanteils ist auf erhöhten abrasiven Stirnflächenverschleiß in Form von Fasern an den Schneidkanten zurückzuführen. Dies kann eine Erhöhung des Zugspannungszustandes am Ort der Rissentstehung erzeugen und so einen frühzeitigen Bruch herbeiführen.

Für den Werkzeugwerkstoff HWS wird im Einzelhubwerkzeug bei 55.000 Hübten der kritische Schneidspalt erreicht, worauf ein sprunghafter Anstieg von Grat und Bruchflächenwinkel folgen. Im steiferen Dauerhubwerkzeug 2 wird der kritische Schneidspalt aufgrund der höheren Steifigkeit bis 100.000 Hübe nicht erreicht. Bei 1.2379 tritt im Einzelhubwerkzeug bereits bei den ersten Hübten ein vergrößerter Grat auf. Dies ist ungewöhnlich und trat in den Einzelhubversuchen aus Kapitel 8.4 so nicht auf. Gründe hierfür können z.B. gelöste Schrauben im Versuchswerkzeug sein, die zu Verkippungen führen. Auffallend ist, dass die erhöhte Gratbildung einhergehend ist mit einem Knick in der Schneidkraftkurve und damit mit der Ausbildung von Sekundärglattschnitt. Auch dies weist auf Verkippungen hin, die nach der Rissinitiierung zurückfedern und zur erneuten Werkstofftrennung führen. Da dieser Einfluss konstant über die Versuchsreihe vorhanden ist, können die Ergebnisse dennoch verwendet werden.

Prozessspannungen

Durch Rückführung der verschlissenen Aktivelementkonturen im Messpunkt 3 in die FE-Simulation konnten die Prozessspannungen nach 100.000 Hübten ermittelt werden. Die Veränderung der Prozessspannungen in den HWS-Aktivelementen im Vergleich zur Ausgangssituation zeigt Abbildung 8-38. In beiden Aktivelementen wird die maximal auftretende Vergleichsspannung deutlich reduziert. Im Stempel um 13 %

und in der Matrize um 27 %. Die Belastungsdauer ist durch den später erfolgenden Bruch jedoch erhöht. Hauptverantwortlich für die Spannungsreduktion ist nach Kapitel 0 die zunehmende Abstumpfung der Matrzenschneidkante durch abrasiven Verschleiß, wodurch die Matrzenspannungen stärker beeinflusst werden als die Stempelspannungen. Die entstehende Fase hat an der Matrize eine zusätzliche spannungssenkende Wirkung.

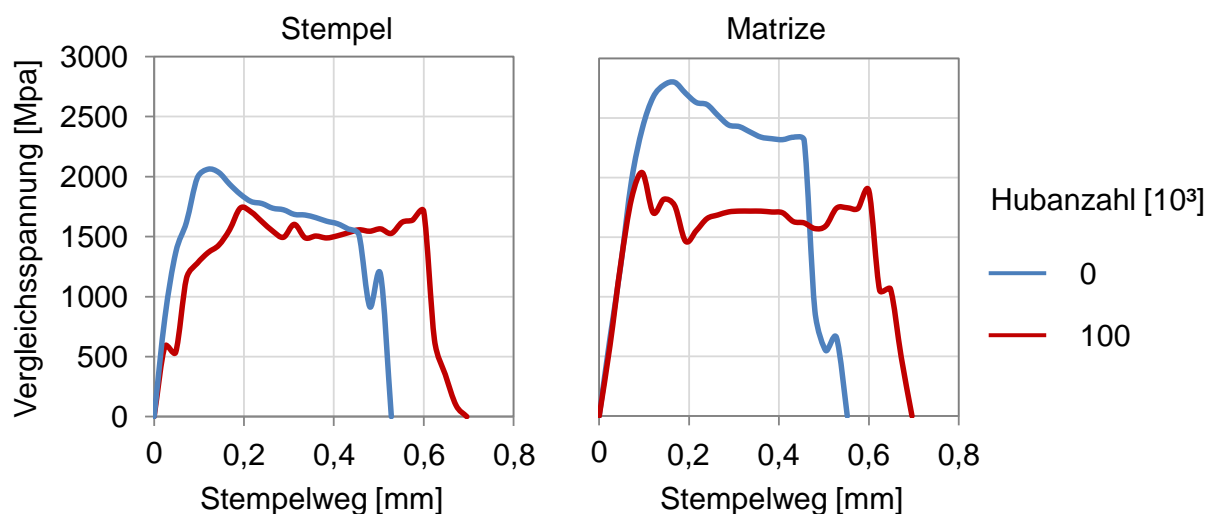


Abbildung 8-38: Veränderung der maximalen Vergleichsspannungen in den Aktivelementen nach 100.000 Hüben, Werkzeugstahl: HWS

8.7 Zusammenfassende Diskussion und Ableitung optimaler Parameter

8.7.1 Zusammenfassende Diskussion der Ergebnisse

Der in der Zielsetzung erwartete Wirkungskreislauf aus Prozessparametern, Prozessgrößen und Verschleiß (siehe Abbildung 3-1) bestätigte sich in den durchgeführten Versuchen. Die dynamische Veränderung der Prozessparameter durch Verschleiß und der daraus resultierende Einfluss auf die Prozessgrößen konnte nachgewiesen und quantifiziert werden. Dabei können sich die Parameter lokal aufgrund von Ausbrüchen an der Schneidkante oder global über die gesamte Schneidkante durch plastische Verformung und durch kontinuierlichen Verschleiß verändern. Während sich eine lokale Veränderung in erster Linie negativ auf die Schnittflächenkenngrößen, insbesondere den Schnittgrat, auswirkt, beeinflusst globaler Verschleiß alle untersuchten Prozessgrößen. Zusätzlich hängen die

Prozessgrößen von den konstanten, verschleißunabhängigen Randbedingungen Werkzeugsteifigkeit, Blech- und Werkzeugwerkstoff sowie den tribologischen Gegebenheiten ab. Eine Ausnahme bei den eigentlich konstanten Randbedingungen kann der Werkzeugwerkstoff sein, wenn sich seine Eigenschaften durch plastische Verformung hervorgerufene Kaltverfestigung ändern und dadurch die Ausbruchgefahr steigt.

Verschleißbedingte Veränderungen der Prozessgrößen beeinflussen fortwährend den entstehenden Verschleiß. In den durchgeführten Versuchen nehmen die Maxima von Schneidkraft und Vergleichsspannung bedingt durch Zunahme von Schneidspalt und Schneidkantenradien mit steigender Hubanzahl ab. Daraus lassen sich die Ausbruchgefahr mindernde Effekte folgern. Verschleißfördernd verändern sich dagegen die maximalen Querkräfte und die damit verbundenen Schneidspaltaufweitungen. Sie nehmen aufgrund von ansteigenden Schneidkantenradien und -fasenwinkeln zu. Verbesserungen des Schneidprozesses zur Reduzierung von Verschleiß und Ausbrüchen müssen demnach neben der richtigen Parameterwahl bei Werkzeugsteifigkeit und Werkzeugwerkstoff ansetzen.

8.7.2 Ableitung optimaler werkzeug- und werkstofftechnischer Parameter

Schneidspalt

Solange der Schneidspalt unter seinem kritischen Wert liegt, hat er nur geringen Einfluss auf die Prozessgrößen. Allerdings verändert sich der eingestellte Schneidspalt im Prozess. Zum einen weitet sich dieser während jedes Hubes aufgrund der wirkenden Querkräfte vorübergehend auf. Zum anderen vergrößert sich der Schneidspalt mit zunehmender Hubanzahl bedingt durch abrasiven Mantelflächenverschleiß dauerhaft. Dies kann zum Erreichen des kritischen Schneidspalts nach einer bestimmten Hubanzahl führen. Die Folge ist ein sprunghafter Anstieg des Schnittgrats. Deshalb ist insbesondere bei hohem Abrasionspotential und hohem Querkraftniveau darauf zu achten, den Schneidspalt nicht zu groß zu wählen. Aber auch ein zu kleiner Schneidspalt ist aufgrund des dadurch erhöhten Prozesskraftniveaus nicht zielführend. Sinnvoll erscheint ein Schneidspalt, bei dem ein Optimum

aus Prozesskraft und plastischer Verformung am Schnittteil, die die Belastungsdauer widerspiegelt, erreicht wird. Der optimale Schneidspalt ist etwas größer als der zur minimalen plastischen Bauteilverformung führende. Dann sind Prozesskräfte und Belastungsdauer pro Hub relativ gering. Zudem ist ausreichend Abrasionsmaterial vorhanden, bevor der kritische Schneidspalt erreicht wird. Für Docol liegt dieser nach den hier durchgeführten Versuchen etwas über 5 % und für Usibor etwas über 7,5 %.

Fasenwinkel

Durch richtiges Anfasen der Aktivelemente können die maximalen Vergleichsspannungen in Matrize und Stempel sowie der Anteil an plastischen Verformungen im Schnittteil gesenkt werden. Dadurch verringern sich Ausbruchgefahr und Verschleißpotential an den Schneidkanten. Allerdings geht damit immer eine Erhöhung der maximalen Querkraft einher, die wiederum zu Schneidspaltaufweitungen im Werkzeug führen kann. Um dies zu vermeiden, ist bei der Wahl angefaseter Aktivelemente auf eine ausreichend hohe Werkzeugsteifigkeit zu achten. Bei Fasen an der Matrizeschneidkante können im Schnittteil Abdrücke der Fase oder plastische Biegungen zurückbleiben. Bei den in dieser Arbeit untersuchten Fasen stellte sich eine stempelseitige 7°-Fase zur Reduktion der Stempelspannungen und eine beidseitige 7°-Fase zur Reduktion der Matrizespannung als zielführend heraus.

Schneidkantenradius

Eine Vergrößerung des Schneidkantenradius bietet die effektivste Möglichkeit zur Reduktion der maximalen Vergleichsspannung im Aktivelement. Wird jedoch ein zu großer Schneidkantenradius gewählt, führt dies zu einer Erhöhung der plastischen Verformungen im Schnittteil und zu einem Anstieg der maximalen Querkräfte. Wird ein zu kleiner Schneidkantenradius gewählt, kommt es zu Spannungsspitzen in den Aktivelementen, die die Ausbruchgefahr erhöhen. Daher ist ein mittlerer Radius, wie der bei den hier durchgeführten Dauerhubversuchen gewählte Wert von 100 µm, empfehlenswert. Allerdings tritt auch bei diesem Radius aufgrund von Festigkeit und Oberfläche der Blechwerkstoffe bereits ein beachtliches Querkraftniveau auf. Dies

erfordert, ebenso wie die Verwendung von Schneidkantenfasen, eine ausreichend hohe Werkzeugsteifigkeit.

Werkzeugsteifigkeit

Anhand der Schnittflächenkenngrößen in Abbildung 8-37 konnte gezeigt werden, dass eine zu geringe Werkzeugsteifigkeit in Kombination mit hohen Querkräften zu Schneidspaltaufweitungen führt und so das Erreichen des kritischen Schneidspalts beschleunigt. Beim Schneiden von höchstfesten Blechwerkstoffen treten entsprechend höhere Querkräfte auf. Sie können auch aus Maßnahmen zur Reduzierung der Ausbruchgefahr, wie Schneidkantenverrundungen oder Schneidkantenfasen, und aus geometrischen Veränderungen, bedingt durch abrasiven Verschleiß, resultieren. Es wurde ein zusätzlicher Querkraft erhöhender Faktor identifiziert: die Oberflächenrauheit des Blechwerkstoffes. Demnach stellt das Schneiden von höchstfesten Blechen, insbesondere von pressgehärteten Blechen mit AlSi-Beschichtung, die eine rauere Oberfläche aufweisen, besondere Herausforderungen an die Werkzeugsteifigkeit.

Werkzeugwerkstoff

In dieser Arbeit wurden zwei verschiedene Werkstoffkonzepte untersucht. Die teurere Variante des PM-Stahls ist nur dann sinnvoll, wenn konventionelle Stähle frühzeitig durch Ausbrüche an den Schneidkanten versagen. Kann die Ausbruchgefahr jedoch durch geometrische Maßnahmen minimiert werden, besteht die Möglichkeit, mit einer herkömmlichen Werkzeugstahlsorte weniger abrasiven Verschleiß zu erzeugen als mit pulvermetallurgisch hergestellten Aktivelementen. Bei Belastungen, wie sie beim Schneiden von pressgehärteten Blechen mit AlSi-Beschichtung auftreten, ist jedoch die Belastungsgrenze eines herkömmlichen 1.2379 überschritten und ein höherwertiger Stahl mit homogenerem Gefüge empfehlenswert.

Fazit

In den Untersuchungen zum Scherschneiden im offenen Schnitt von höchstfesten Blechwerkstoffen konnten die erwartungsgemäß extremen Belastungen im Schneidwerkzeug festgestellt und Optimierungsansätze hinsichtlich längerer Werkzeugstandzeiten abgeleitet werden. Die Belastungen können zu starkem Verschleiß und verkürzter Lebensdauer der Aktivelemente führen. Dennoch kann der mechanische Beschnitt bei der richtigen Wahl von Werkzeugparametern und Werkzeugwerkstoffen auch für Blechdicken größer 1 mm eine wirtschaftliche Alternative zum Beschnitt mittels Laser bieten.

9 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Arbeit wurde das Scherschneiden mit offener Schnittlinie von höchstfesten Stählen am Beispiel des Martensitphasenstahls Docol 1200 M in der Blechdicke 2 mm des schwedischen Herstellers SSAB AB und des pressgehärteten Werkstoffes Usibor 1500 P AS150 in den Blechdicken 1,5 mm und 1,75 mm der Firma Arcelor-Mittal grundlegend untersucht. Ziel war es dabei, den Einfluss der Prozessparameter

- Schneidspalt
- Schneidkantenradius
- Fasenwinkel
- Blechwerkstoff- und -dicke

auf die Prozessgrößen

- Schneidkraft
- Querkraft
- Prozessspannung
- Schneidspaltaufweitung
- Schnittflächenkenngrößen

zu analysieren und daraus optimale Parameterkombinationen abzuleiten. Kriterien für die Optimierung waren eine Reduktion der Schneid- und Querkräfte, der Prozessspannungen in den Aktivelementen und der Schneidspaltaufweitungen, um so das Verschleiß- und Versagenspotential zu senken. Die Schnittflächen sollten dabei einen geringen Schnittgrat sowie möglichst wenig plastische Verformung, bestehend aus Einzug und Glattschnitt, aufweisen.

Die Parameteruntersuchungen wurden sowohl im Versuch als auch in der FE-Simulation durchgeführt. Im Versuch wurde ein Scherschneidwerkzeug auf einer hydraulischen Presse betrieben. Das Werkzeug ist durch integrierte piezoelektrische Sensoren in der Lage, resultierende Horizontal- und Vertikalkräfte in Abhängigkeit der Stempelposition zu messen. Für die Abbildung des Prozesses in der FE-Simulation wurde beispielhaft ein Materialmodell des Blechwerkstoffes Usibor 1,5 mm erstellt und der Werkstoffbruch mit Hilfe der Mohr-Coulombschen-

Versagenshypothese beschrieben. Durch Abgleich der Simulationsergebnisse mit den Versuchsergebnissen hinsichtlich der maximalen Prozesskräfte, deren Verläufe über dem Stempelweg und der erzeugten Schnittflächenkenngrößen konnte eine hinreichende Genauigkeit des Simulationsmodells bestätigt werden.

Aus Versuch und Simulation ergaben sich folgende wesentliche Ergebnisse:

- Die maximale Schneidkraft wird am geringsten aller Prozessgrößen von der durchgeführten Parametervariation beeinflusst. Von ihrer Höhe kann nicht zwingend auf den zu erwartenden Verschleiß geschlossen werden.
- Die maximale Querkraft wird am stärksten aller Prozessgrößen von der Parametervariation beeinflusst. Zusätzlich bestimmt die Beschaffenheit der Blechoberfläche ihren Wert entscheidend mit. Ein höherer Reibwert zwischen Stempel und Blech führt zu einem Anstieg des Querkraftmaximums. Dieses wirkt sich stets direkt auf die Schneidspaltaufweitung aus.
- Die maximalen Vergleichsspannungen in den Aktivelementen können durch geeignete Wahl von Fase, Radius und Schneidspalt gesenkt und damit die Ausbruchgefahr an den Schneidkanten reduziert werden.
- Maßnahmen, die zu einer Reduktion der Vergleichsspannungen führen, haben einen Anstieg der maximalen Querkraft und damit auch der Schneidspaltaufweitung zur Folge.
- Um Maßnahmen zur Reduktion der Vergleichsspannungen in den Aktivelementen umsetzen zu können, sind daher ausreichend steife Werkzeugkonstruktionen, die die erhöhten Querkräfte ohne kritische Schneidspaltaufweitungen aufnehmen können, nötig.

Neben dem Einfluss der Prozessparameter galt es, die Auswirkungen von Verschleiß auf die beschriebenen Prozessgrößen zu untersuchen. Mit zwei Dauerhubwerkzeugen, betrieben auf mechanischen Pressen der Firma Bruderer, wurde das Verschleißverhalten des konventionellen Werkzeugstahls 1.2379 und des PM-Stahls HWS der spanischen Firma Rovalma SA bis zu einer maximalen Hubanzahl von 100.000 charakterisiert. Als Blechwerkstoff kamen die beiden höchstfesten Stähle Docol 1200 M und Usibor zum Einsatz.

Der Beschnitt des Blechwerkstoffes Docol 1200 M erzeugte an den Werkzeugstählen 1.2379, 60 HRC und HWS, 64 HRC unterschiedliches Verschleißverhalten. Der Werkzeugwerkstoff 1.2379 wies aufgrund seiner größeren Karbide einerseits geringfügig weniger adhäsiv-abrasiven Mantelflächenverschleiß am Stempel auf, andererseits kam es zu einem Ausbruch an der Matrizenschneidkante, wodurch die zulässige Grathöhe am Werkstück lokal überschritten wurde. Etwas mehr Verschleiß, aber dafür keine Ausbrüche, entstanden am Werkzeugwerkstoff HWS aufgrund seines feinen Gefüges.

Beim Beschnitt des Werkstoffes Usibor stellte sich der Werkzeugstahl 1.2379 aufgrund mehrerer Ausbrüche an der Matrizenschneidkante als unzulänglich heraus. Die Versuchsreihe wurde nach 59.000 Hüben gestoppt, weil die zulässige Grathöhe überschritten worden war. Der PM-Stahl HWS erreichte dagegen die geforderte Hubanzahl von 100.000 ohne auszubrechen und mit geringerem Verschleiß. Zunehmender Verschleiß führte bei beiden Werkzeugwerkstoffen zu einer Reduktion der Schneidkraft- und Vergleichsspannungsmaxima, einem Anstieg der Querkraftmaxima und zu einer Zunahme der plastischen Verformung am Schnittteil. Es konnte eine Abhängigkeit der Schnittflächenkenngößen, insbesondere der Grathöhe, von der Werkzeugsteifigkeit identifiziert werden. So wurde die zulässige Grathöhe beim „weicheren“ Einzelhubwerkzeug aufgrund der größeren Schneidspaltaufweitung schneller erreicht als beim „steiferen“ Dauerhubwerkzeug.

Da die vorgestellten Ergebnisse die Werkzeugsteifigkeit als wichtigen, Lebensdauer bestimmenden Parameter identifizieren, bietet seine statistische Untersuchung Potential für zukünftige Forschungsarbeiten. Durch Quantifizierung und kontrollierte Variation könnten die Auswirkungen verschiedener Werkzeugsteifigkeiten auf den Beschnitt höchstfester Stähle grundlegend untersucht und Konstruktionsrichtlinien abgeleitet werden. Weiteres Forschungspotential bietet die Entwicklung neuer Werkzeugwerkstoffe hinsichtlich maßgeschneiderter Eigenschaften. Die Anpassung der lokalen Härte und Zähigkeit des Werkzeugstahls an die Spannungsverteilung während des Schneidvorgangs könnte sich Lebensdauer verlängernd auf die Werkzeugaktivelemente auswirken.

10 Verzeichnisse

10.1 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1:	Definitionen Ausschneiden, Lochen, Be- und Abschneiden [DIN8588].....	3
Abbildung 2-2:	Unterteilung der Scherschneidverfahren nach kinematischen Merkmalen [DIN8588]	4
Abbildung 2-3:	Phasen des Schneidvorgangs nach [HOFF12]	5
Abbildung 2-4:	Schnittflächenkenngrößen [VDI2906]	7
Abbildung 2-5:	Zerlegung der Schneidkraft in horizontal und vertikal wirkende Kräfte [ROMA79]	8
Abbildung 2-6:	Verlauf der Schneidkraft über dem Stempelweg [FUGG84, SCHU90].....	9
Abbildung 2-7:	Blechdurchbiegung und Rissinitiierung für offene und geschlossene Schnittlinien.....	13
Abbildung 2-8:	Verhältnis Querkraft zu Schneidkraft bei unterschiedlichen Matrizenwinkeln [DOEG99].....	15
Abbildung 2-9:	Geometrische (A_0) und reale (A_r) Kontaktfläche [CZIC03]	16
Abbildung 2-10:	Skizze der Werkstoffanstrengung am Beispiel eines Zylinder-Zylinder-Kontakts	17
Abbildung 2-11:	Verschleiß- und Versagensmechanismen an der Schneidkante beim Abschneiden [UDDE07].....	18
Abbildung 2-12:	Einfaches Abrasionsmodell [CZIC03].....	19
Abbildung 2-13:	Einfaches Adhäsionsmodell [CZIC03].....	19
Abbildung 2-14:	Einfaches Modell der Oberflächenzerrüttung [CZIC03].....	20
Abbildung 2-15:	Verschleißmessgrößen am Schneidaktivelement	22
Abbildung 2-16:	Eigenschaften herkömmlich hergestellter Kaltarbeitsstähle [KIRC09]	27
Abbildung 3-1:	Wirkungskreislauf von Prozessparametern, Prozessgrößen und Verschleiß	31

Abbildung 5-1:	Gefüge der Werkzeugwerkstoffe im Rasterelektronenmikroskop; links: 1.2379, rechts: HWS	38
Abbildung 5-2:	Schliff des Blechwerkstoffes Usibor nach dem Presshärten	40
Abbildung 5-3:	Gefügeschliffe der Blechwerkstoffe	42
Abbildung 6-1:	Einzelhubwerkzeug zum Messen von Prozesskräften und Schneidspaltaufweitungen	44
Abbildung 6-2:	Matrizenebene des Einzelhubwerkzeugs	46
Abbildung 6-3:	Niederhalterebene des Einzelhubwerkzeugs	47
Abbildung 6-4:	Y-Schnitt durch die Stempелеbene des Einzelhubwerkzeugs	47
Abbildung 6-5:	Befestigung des Wirbelstromsensors im Einzelhubwerkzeug	49
Abbildung 6-6:	Schematische Darstellung der Messdatenerfassung	50
Abbildung 6-7:	Dauerhubwerkzeug 1	51
Abbildung 6-8:	Dauerhubwerkzeug 2; Gesamtansicht und Y-Schnitt durch die Werkzeugmitte	53
Abbildung 6-9:	Kompatible Aktivelemente von Dauerhubwerkzeug 2 und Einzelhubwerkzeug	54
Abbildung 7-1:	Versuchsplan	55
Abbildung 8-1:	Präparation der Schneidkanten am Beispiel des kommunalen Stempels von Einzelhub- und Dauerhubwerkzeug 2; links: Taktile Vermessung der Schneidkante; rechts: Position der Messpunkte	57
Abbildung 8-2:	Fasenwinkel α	58
Abbildung 8-3:	Taktile Schnittflächenmessung am Gutteil	59
Abbildung 8-4:	Simulationsmodell mit Vernetzungen und Randbedingungen	60
Abbildung 8-5:	Fügeverbindung an den Streifenenden des Werkstoffes Usibor	65
Abbildung 9-1:	Vergleich der Schneid- und Querkraftmaxima aus Versuch und Simulation; Versuchsergebnisse mit Standardabweichungen	67

Abbildung 9-2:	Verläufe der Prozesskräfte aus Simulation und Versuch über dem Stempelweg; Detailansicht: Geradensteigungen der Schneidkraftkurven während der elastischen Verformung; Schneidspalt: 10 %68
Abbildung 9-3:	links: Vergleich der Schnittflächen aus Simulation und Versuch, rechts: Einzug und Glattschnitt mit vorherrschenden Beschichtungszuständen am Versuchsteil69
Abbildung 9-4:	Anschneidversuche mit resultierenden Vergleichsspannungen in Stempel und Matrize aus der FE-Berechnung; Schneidspalt: 10 %71
Abbildung 9-5:	Verlauf der Kontaktfläche zwischen Stempel und Blech in Abhängigkeit der Werkstoffverformung im Blechquerschnitt.....76
Abbildung 9-6:	Lokale Knotenverschiebungen im Blech (SSP 10 %)78
Abbildung 9-7:	links: Abhängigkeit der Prozesskräfte von der Blechoberfläche; rechts: Zunahme der Querkraft durch Reibung zwischen Stempelstirnfläche und Blech, $F_{x,M}$ = Querkraft durch Moment, $F_{x,\mu}$ = Querkraft durch Reibung zwischen Stempelstirnfläche und Blech; Blechwerkstoff: Usibor (1,5 mm)79
Abbildung 9-8:	Erscheinungsbild der Schnittflächen bei einem Schneidspalt von 10 %; links: Docol, rechts: Usibor.....80
Abbildung 9-9:	Verläufe der Prozesskräfte $F_{z, Ver}$ und $F_{x, Ver}$ über dem Stempelweg, links: Docol, rechts: Usibor (1,75 mm), orange Pfeile: Trend der Schneidkraftmaxima und der Bruchorte.....81
Abbildung 9-10:	links: Gemessene Schnittflächenkenngrößen in Abhängigkeit des Schneidspalts, rechts: schematische Rissverläufe für verschiedene Schneidspalte, Werkstoff: Docol82
Abbildung 9-11:	Horizontale Druckspannungen am Ort der Rissentstehung im Blech bei 0,4 mm Eintauchtiefe.....83
Abbildung 9-12:	Vergleichsspannungsmaxima im Stempel und Kontaktflächen für die Schneidspalte 5 % und 15 %.....84
Abbildung 9-13:	Verläufe der Prozesskräfte $F_{z, Ver}$ und $F_{x, Ver}$ über dem Stempelweg, Werkstoff: Usibor (1,75 mm), Schneidspalt: 10 %.....86
Abbildung 9-14:	Maximale Prozesskräfte in Abhängigkeit der Fasenwinkel an Stempel und Matrize aus der FE-Simulation für Usibor (1,5 mm).....87

Abbildung 9-15:	Schnittflächenkenngrößen in Abhängigkeit des Fasenwinkels am Stempel, Werkstoff: Usibor (1,5 mm)	88
Abbildung 9-16:	Verlauf der maximalen Vergleichsspannung und Verteilung der Vergleichsspannungen im Stempel über dem Stempelweg für 7°-Fase am Stempel	89
Abbildung 9-17:	Maximale Vergleichsspannungen in Stempel und Matrize in Abhängigkeit der Fasenwinkel	91
Abbildung 9-18:	Korrelation von Schneidspaltaufweitung und Querkraft über dem Stempelweg für zwei Stempelfasen, Werkstoff: Usibor (1,75 mm).....	91
Abbildung 9-19:	Maximale Schneidspaltaufweitung in Abhängigkeit der maximalen Querkraft; aufgetragene Werte entsprechen den Mittelwerten über alle Schneidspalte bei den jeweiligen Fasenwinkeln am Stempel	92
Abbildung 9-20:	Maximale Prozesskräfte in Abhängigkeit der Schneidkantenradien	93
Abbildung 9-21:	Maximale Vergleichsspannungen in den Aktivelementen in Abhängigkeit der gewählten Schneidkantenradien	94
Abbildung 9-22:	Schnittflächenkenngrößen aus der FE-Simulation in Abhängigkeit der Schneidkantenradien, Werkstoff: Usibor (1,5 mm).....	95
Abbildung 9-23:	Prozentuale Auswirkung der Prozessparameter auf die Prozessgrößen; Blechwerkstoff: Usibor (1,5 mm); 100 % entsprechen: Schneidspalt 10 %, Stempelfase 0°, Stempelradius 100 µm	96
Abbildung 9-24:	2D-Kontur von Matrize und Stempel in Abhängigkeit der Hubanzahl für den Werkzeugwerkstoff 1.2379 am Messpunkt 3.....	98
Abbildung 9-25:	links: Rissfortschritt vom Karbid in die Matrix unter zyklischer Belastung nach [PICA12]; Mitte: Riss an einer Korngrenze, aufgrund von Karbidanreicherung [GAHR87]; rechts: Ausbruch an der Matrizeschneidkante des Werkzeugwerkstoffes 1.2379 zwischen den Messpunkten 5 und 6	99
Abbildung 9-26:	2D-Kontur von Matrize und Stempel in Abhängigkeit der Hubanzahl für den Werkzeugwerkstoff HWS am Messpunkt 3.....	100

Abbildung 9-27:	Entwicklung der Mantelverschleißflächen der Stempel bei fortschreitender Hubanzahl.....	101
Abbildung 9-28:	Erscheinungsbild von Matrize und Stempel in Abhängigkeit der Hubanzahl für den Werkzeugwerkstoff 1.2379 am Messpunkt 3.....	103
Abbildung 9-29:	Erscheinungsbild von Matrize und Stempel in Abhängigkeit der Hubanzahl für den Werkzeugwerkstoff HWS am Messpunkt 3.....	104
Abbildung 9-30:	Entwicklung der 45° Verschleißlängen am Stempel bei fortschreitender Hubanzahl.....	105
Abbildung 9-31:	Matrize 1.2379 nach 59.000 Hüben mit Ausbrüchen an der Schneidkante überlagert mit Spannungsverteilung zu Prozessbeginn (Haltepunkt 2) und kurz vor Rissinitiierung (Haltepunkt 5).	106
Abbildung 9-32:	Verschleißfläche am Stempel in Abhängigkeit der Messpunkte und der Hubanzahl; links: Beschnitt von Usibor, rechts: Beschnitt von Docol; Werkzeugwerkstoff: HWS.....	107
Abbildung 9-33:	Aufhärtung der Schnittflächen an den Blechrändern; links: Docol gespalten, rechts: Usibor gelasert.....	108
Abbildung 9-34:	Schnittflächenkenngrößen in Abhängigkeit der Hubanzahl, Blechwerkstoff Docol.....	110
Abbildung 9-35:	Randausschnitt eines Docol-Schnittteils nach 100.000 Hüben mit Werkzeugwerkstoff 1.2379.....	111
Abbildung 9-36:	Verlauf der Prozesskräfte über dem Stempelweg in Abhängigkeit der Hubanzahl.....	112
Abbildung 9-37:	Schnittflächenkenngrößen in Abhängigkeit der Hubanzahl; oben: Dauerhubwerkzeug 2, unten: Einzelhubwerkzeug.....	114
Abbildung 9-38:	Veränderung der maximalen Vergleichsspannungen in den Aktivelementen nach 100.000 Hüben, Werkzeugstahl: HWS	116
Abbildung 12-1:	Messung der Oberflächenrauheit des Werkstoffes Usibor.....	145
Abbildung 12-2:	Messung der Oberflächenrauheit des abgeschliffenen Werkstoffes Usibor.....	145
Abbildung 12-3:	Messung der Oberflächenrauheit des Werkstoffes Docol.	145

Abbildung 12-4:	Spannungsverteilung im Werkstoff bei elastischem Wälzkontakt zweier Zylinder mit verschiedenen geometrischen Parametern (links), Druckbelastungen (Mitte) und Reibwerten (rechts) [BROS82].....	146
Abbildung 12-5:	Durchschnittliche Standardabweichung der Schnittflächenkenngrößen am Beispiel von fasenlosen Aktivelementen bei einem Schneidspalt von 10 %.....	147
Abbildung 12-6:	Schnittflächenkenngrößen des Werkstoffes Usibor (1,5 mm) in Abhängigkeit des Schneidspalts	147
Abbildung 12-7:	Schnittflächenkenngrößen des Werkstoffes Usibor (1,75 mm) in Abhängigkeit des Schneidspalts	148
Abbildung 12-8:	Schnittflächenkenngrößen des Werkstoffes Usibor (1,75 mm) in Abhängigkeit des Fasenwinkels	148
Abbildung 12-9:	Schnittflächenkenngrößen des Werkstoffes Docol in Abhängigkeit des Fasenwinkels.....	149
Abbildung 12-10:	Überlagerung von Randeinzug und Prozesseinzug	149

10.2 Tabellenverzeichnis

Tabelle 4-1:	Technische Daten der hydraulischen Presse.....	33
Tabelle 4-2:	Technische Daten der Schnellläuferpressen [BRUD08, BRUD10].....	34
Tabelle 5-1:	Chemische Zusammensetzung der verwendeten Werkzeugstähle	37
Tabelle 5-2:	Verwendete Blechwerkstoffe.....	39
Tabelle 5-3:	Chemische Zusammensetzung der Blechwerkstoffe [ARCE04, SSAB09].....	41
Tabelle 5-4:	Mittelwerte der mechanischen Kennwerte aus den Zugversuchen	43
Tabelle 8-1:	Schneidspaltvariation.....	57
Tabelle 8-2:	Variation des Fasenwinkels am Stempel	58

Tabelle 8-3:	Parametervariation in der FEM; Variation Fase und Radius für Stempel, Matrize und Kombination Stempel-Matrize64
Tabelle 12-1:	Zusammenfassung der Mittelwerte aller maximalen Schneid- (F_z) und Querkräfte (F_x) aus Versuch und Simulation mit Standardabweichungen (S) für den Werkstoff Usibor (1,5 mm)..... 142
Tabelle 12-2:	Zusammenfassung der Mittelwerte aller maximalen Schneid- (F_z) und Querkräfte (F_x) aus dem Versuch mit Standardabweichungen (S) für den Werkstoff Usibor (1,75 mm)..... 143
Tabelle 12-3:	Zusammenfassung der Mittelwerte aller maximalen Schneid- (F_z) und Querkräfte (F_x) aus dem Versuch mit Standardabweichungen (S) für den Werkstoff Docol (2,0 mm) .. 144
Tabelle 12-4:	Mittelwerte der Oberflächenrauheiten aus jeweils drei Messungen. 145

10.3 Literaturverzeichnis

- [ARCE04] ArcelorMittal: Usibor 1500 P - Chemical Composition, Production 2004
- [ARCH53] Archard, J.F.: Contact and rubbing of surfaces, Journal of Applied Physics 24, 1953, S. 981
- [BENT07] Benteler Automobiltechnik GmbH, Paderborn, DE102005045454B4: Presse und Verfahren zum Hartschneiden, 2007
- [BROS82] Broszeit, E., Zwirlein, O., Adelman, J.: Werkstoffanstrengung im Hertzschen Kontakt – Einfluss von Reibung und Eigenspannungen, Z. Werkstofftechnik 13, Verlag Chemie GmbH, Weinheim, 1982, S. 423 ff.
- [BRUD08] Bruderer AG: Produktbroschüre Bruderer Hochleistungs-Stanzautomat BSTA 1600, Frasnacht, Schweiz, 2008
- [BRUD10] Bruderer AG: Betriebsanleitung – Bruderer Hochleistungs-Stanzautomat, BSTA 25BL, Frasnacht, Schweiz, 2010
- [BUCH62] Buchmann, K.: Beitrag zur Verschleißbeurteilung beim Schneiden von Stahlfeinblechen, Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen Nr. 1091, Westdeutscher Verlag, Köln und Opladen, 1962, S.10 ff.
- [BUCK81] Buckley, D.H.: Surface effects in adhesion, friction, wear, and lubrication, Elsevier Scientific Publishing Company, Amsterdam, Oxford, New York, 1982, S. 245
- [CAMM86] Cammann, J. H.: Untersuchungen zur Verschleißminderung an Scherschneidwerkzeugen der Blechbearbeitung durch den Einsatz geeigneter Werkstoffe und Beschichtungen, Dissertation, Darmstadt, 1986; S. 4
- [CASE07] Casellas, D., Caro, J., Molas, S., Prado, J., Valls, I.: Fracture toughness of carbides in tool steels evaluated by nanoindentation, Acta Materialia 55, 2007, S. 4277 ff.
- [CHOI12] Choi, H.-S., Lee, J.-W., Ko, D.-C., Choi, H.-K., Kang, C.-H., Ki, B.-M.: Evaluation of Damage Characteristics for the Various Tool Steels in Trimming of Ultra High Strength Steels, Metal Forming, Krakau, 2012, S. 1079 ff.

-
- [CORN80] Cornely, H.: Verschleißminderung an Schneid- und Umformwerkzeugen,
Werkstatt und Betrieb 113, 1980, S. 273 ff.
- [CZIC03] Czichos, H., Habig, K.-H.: Tribologie-Handbuch, Reibung und Verschleiß,
Friedr. Vieweg & Sohn Verlag / GWV Fachverlage GmbH, Wiesbaden, 2003, S. 117 ff.
- [DAHL93] Dahl, W.: Eigenschaften und Anwendungen von Stählen, Band 2: Stahlkunde,
Verlag der Augustinus Buchhandlung, Aachen, 1993, S. 605 ff.
- [DASS10] Dassault Systèmes: Online Documentation Abaqus\Explicit, v6.10, 2010
- [DOEG70] Doege, E., Bergmann, E., Dangelmaier, K, Hoffmann, H.: Gestaltungsmerkmale heutiger Hochleistungs-Schnellläuferpressen,
VDI-Berichte Nr. 148, 1970, S. 63 ff.
- [DOEG77] Doege, E., Schmidt, K.-H., Neumann, C.-P.: Beurteilung der Schneidbarkeit beim Schneiden von Blechen – schwingungsfreier Schneidvorgang,
Blech 24, 1977, S. 382 ff.
- [DOEG99] Doege, E., Liesener, T.: Schneidkraftbedarfsermittlung beim Scherschneiden von Feinblechen (Entwicklung eines Prüfsystems),
EFB-Forschungsbericht Nr. 133, Hannover, 1999; S. 33 ff.
- [DOEG10] Doege, E., Behrens, B.-A.: Handbuch Umformtechnik, 2., bearbeitete Auflage,
Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, 2010, S. 370 f.
- [DURE74] Durek, J.: Verschleißursachen beim Schneiden siliziumhaltiger Dynamobleche,
DFBO-Mitteilungen 25, 1974, S. 77 ff.
- [EICK61] Eickhoff, W.: Über das Lochen von Grobblechen,
Dissertation, Darmstadt, 1961
- [ERDM04] Erdmann, C.-M.: Mechanismen der Flitterentstehung beim Scherschneiden von Pressteilen aus Aluminiumblech,
Dissertation, Hieronymus GmbH, München, 2004
- [FÖPP36] Föppl, L.: Der Spannungszustand und die Anstrengung des Werkstoffes bei der Berührung zweier Körper,

-
- Forschung auf dem Gebiete des Ingenieurwesens, Band 7, Heft 5, Berlin, 1936, S. 209 ff.
- [FUGG84] Fugger, B.: Untersuchung der Verschleißvorgänge beim Scherschneiden von Feiblechen, Dissertation, Hannover, 1984; S.15 ff.
- [GAHR87] Gahr, K.-H.: Microstructure and wear of materials, Elsevier Science Publishers B.V., New York, 1987, S.33.
- [GEE82] De Gee, A.W.J.: Adhäsionsverhalten von Werkstoffen und Maßnahmen zur Verhinderung des Fressens von Bewegungselementen in Reibung und Verschleiß von Werkstoffen, Expert-Verlag, Grafenau, 1982, S. 75
- [GFT02] Gesellschaft für Tribologie: Tribologie: Verschleiß, Reibung (Definition, Begriffe, Prüfungen) Arbeitsblatt 7, 2002
- [GROS01] Gross, D., Seelig, T.: Bruchmechanik mit einer Einführung in die Mikromechanik, 3. Auflage, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2001, S. 24
- [HAHN04] Hahn, M.: Beurteilung der Ausprägung von Anbau- und Nachlaufkanten mit Hilfe der FEM, Dissertation, Hieronymus GmbH, München, 2004
- [HALL75] Halling, J.: A contribution to the theory of mechanical wear, Wear 34, 1975, S. 239
- [HELL06] Hellwig, W.: Spanlose Fertigung: Stanzen, 8. Auflage, Viehweg+Teubner-Verlag, Wiesbaden, 2006, S. 21
- [HENC24] Hencky, H.: On the theory of plastic deformations, Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik 4, S.323ff.
- [HERO03] Herold, J.: Einfluss der Kantengestaltung von Schneidstempeln beim Scherschneiden auf die Stempelstandzeit UTF Science II/2003, S. 1-4
- [HIRS09] Hirsch, M., Krönauer, B., Golle, R., Hoffmann, H., Golle, M., Jesner, G.: Innovative Tools and Tool Steels for the Blanking of Press-Hardened Ultra High-Strength Manganese-Boron Steels, Advances in Materials and Processing Technologies, Malaysia, 2009
- [HERT81] Hertz, H.: Über die Berührung fester elastischer Körper, Journal für die reine und angewandte Mathematik 92, 1881, S. 156 ff

-
- [HOCK75] Hockett, J.E., Shery, O.D.: Large Strain Deformation of Polycrystalline Metals at Low Homologous Temperatures, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 23, 1975, S. 87ff.
- [HOFF12] Hoffmann, H., Neugebauer, R, Spur, G.: Handbuch der Fertigungstechnik, 2. Auflage
Carl Hanser Verlag, München, 2012, S. 681 ff.
- [HÖGM02] Högman. B.: Steels for press tools – blanking of ultra high strength steel sheet,
6th Tooling Conference “The Use of Tool Steels: Experience and Research”, Karlstad, Schweden, 2002, S. 203 ff.
- [HOOG99] Hoogen, M.: Einfluss der Werkzeuggeometrie auf das Scherschneiden und Reißen von Aluminiumfeinblechen,
Dissertation, Hieronymus GmbH, München, 1999
- [HÖRM08] Hörmann, F.: Einfluss der Prozessparameter auf einstufige Scherschneidverfahren zum Ausschneiden mit endkonturnaher Form,
Dissertation, Hieronymus GmbH, München, 2008
- [HOUG01] Houghton, J.T., Ding, Y., Griggs, D.J., Noguier, M. van der Linden P.J., Dai, X., Maskell, K., Johnson, C.A.: Climate Change 2001: The Scientific Basis,
Intergovernmental Panel on Climate Change, Cambridge University Press, 2001, S. 7 ff.
- [HUBE04] Huber, M.: Przyczynek do podstaw wytorymalosci,
Czasopismo Techniczne 22, 1904, S. 34 ff.
- [INTE06] International Iron & Steel Institute: Advanced High Strength Steel Application Guidelines,
www.worldautosteel.org, 2006, S. 2-55 ff.
- [JAHN70] Jahnke, H., Retzke, R., Weber, W.: Umformen und Schneiden,
VEB Verlag Technik, Berlin, 1970; S. 325 ff.
- [KARB10] Karbasian, H., Tekkaya, A.E.: A review on hot stamping,
Journal of Materials Processing Technology, 2010, S. 2103 ff.
- [KIEN63] Kienzle, O., Meyer, M.: Verfahren zur Erzielung glatter Schnittflächen beim vollkantigen Schneiden von Blech,
Forschungsbericht des Landes Nordrhein-Westfalen Nr. 1162,
Westdeutscher Verlag, 1963; S. 88
- [KIRC09] Kirchhartz, T.: Möglichkeiten der Verschleißreduzierung hoch belasteter Stanzwerkzeuge, Dörrenberg Edelstahl GmbH,
Forum Stanztechnik, Ettlingen, 2009

-
- [KLOO73] Kloos, K.H.: Werkstoffoberfläche und Verschleißverhalten in Fertigung und konstruktiven Anwendungen, VDI-Berichte Nr. 194, 1973, S. 5 ff.
- [KLOC01] Klocke, F., Sweeney, K., Raedt, H.-W.: Improved tool design for fine blanking through the application of numerical modeling techniques, Journal of Material Processing Technology 115, 2001, S. 70 ff.
- [KLOC06] Klocke, F., König, W.: Fertigungsverfahren Umformen, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006, S. 82
- [KÖNI95] König, W., Klocke, F.: Fertigungsverfahren Band 5 Blechbearbeitung, VDI Verlag GmbH, Düsseldorf, 1995, S. 173 ff.
- [KRÖN10] Krönauer, B., Hirsch, M., Golle, R., Hoffmann, H., Golle, M., Jesner, G.: Beschneiden von pressgehärteten Blechen, Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb (ZWF) 01-02/2010; S. 26 ff.
- [LAKE11] Lakeit, A.: Resource efficient body-in-white production at Audi, Proceedings of Strategies in Car Body Engineering, Bad Nauheim, 2011
- [LANG90] Lange, K.: Umformtechnik Band 3: Blechbearbeitung, 2. Auflage, Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, 1990, S. 149 f.
- [LAUM10] Laumann, T., Picas, I., Grané, M., Casellas, D., Riera, M.D., Valls, I.: Hard Cutting of tailored hardened 22MnB5, IDDRG, Graz, 2010, S. 355 ff.
- [LOIB03] Loibl, D.: Standzeit und Teilequalität beim Lochen von Feinblechen mit keramischen Schneidstempeln, Dissertation, 2003
- [LUDW09] Ludwik, P.: Elemente der Technologischen Mechanik Springer-Verlag OHG, Berlin, 1909, S. 32
- [MACK10] Mackensen, A., Golle, M., Golle, R., Hoffmann, H.: Experimental investigation of the cutting force reduction during the blanking operation of AHSS sheet materials, CIRP Annals – Manufacturing Technology 59, 2010, S. 283ff.
- [MAED68] Maeda, T., Nakagawa, T.: Experimental investigation on fine blanking, Scientific papers of the institute of physical and chemical research, Nr. 62, 1968, S. 65 ff.

-
- [MAHR04] N.N.: Betriebsanleitung Vorschubgerät MarSurf PCV 200 mit Software MarSurf XC 20 und Beiblatt zu den technischen Daten, Mahr GmbH, Göttingen, 2004.
- [MENN08] Menning, G., Lake, M.: Verschleißminimierung in der Kunststoffverarbeitung, Carl Hanser Verlag, München, 2008, S. 36 ff.
- [MISE13] Mises, R.: Mechanics of solids in plastic state, Göttinger Nachrichten Mathematical Physics 4, 1913, S. 582 ff.
- [MOEL08] Moeller, E.: Handbuch der Konstruktionswerkstoffe, Carl Hanser Verlag München, 2008, S. 177 ff. und S. 293 ff.
- [MORI13] Mori, K., Abe, Y, Kidoma, Y, Kadarno, P.: Slight clearance punching of ultra-high strength steel sheets using punch having small round edge, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Volume 65, 2013, S.41ff,
- [MÜLL09] Müller, R., Schmitt, S.: Simulation von pressgehärtetem Stahl mit *MAT_GURSON_JC, LS-DYNA Forum, 2009
- [NEUM79] Neumann C.P.: Die Schneidbarkeit von Elektroblech und ihre Prüfung unter besonderer Berücksichtigung von Blechwerkstoff und Schneidspalt, Dissertation, Universität Hannover, 1979, S. 68 f.
- [NOTH12a] Nothhaft, K., Krinninger, M., Golle, M., Volk, W.: Tool Wear for Shear Cutting of Ultra High Strength Steels according to different tool materials and tool geometries 9. International Tooling Conference, Leoben, 2012, S. 401 ff.
- [NOTH12b] Nothhaft, K., Suh, J., Golle, M., Picas, I., Casellas, D., Volk, W.: Shear cutting of press hardened steel: influence of punch chamfer on process forces, tool stresses and sheared edge qualities. Production Engineering - Research and Development 6 (4-5), 2012, S. 413 ff.
- [OEHL93] Oehler, G., Kaiser, F.: Schnitt-, Stanz- und Ziehwerkzeuge, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg 1993, S. 27 ff.
- [PAAR07] Paar, U., Valls, I.: Werkzeugstähle und Strategie für die Warmumformung und Hartbeschneiden, 2. Erlanger Workshop Warmblechumformung, Meisenbach Verlag, 2007, S. 73–92

-
- [PANI12] Panico, T.: Beurteilung der Kantenbelastung beim Scherschneiden höchstfester Stahlbleche mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode, Dissertation, München 2012
- [PFAF72] Pfaff, K.-O.: Über das Lochen austenitischer rostfreier Feinbleche Dissertation, Darmstadt, 1972
- [PICA08] Picas, I., Hernández, R., Casellas, D., Casa, B., Valls, I.; Tool performance in cutting of hot stamped steels, 1st International Conference on Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel, Kassel, 2008, S. 5.1 ff.
- [PICA10a] Picas, I., Hernández, R., Casellas, D., Valls, I.: Strategies to increase the tool performance in punching operations of UHSS, IDDRG, Graz, 2010, S. 325 ff.
- [PICA10b] Picas, I., Cuadrado, N., Casellas, D., Goez, A., Llanes, L.: Microstructural effects on the fatigue crack nucleation in cold work tool steels, Procedia Engineering 2, 2010, S. 1777 ff.
- [PICA12] Picas, I.: Mechanical behaviour of tools for shearing Ultra High-Strength Steels: influence of the microstructure on fracture and fatigue micro-mechanisms of tool steels and evaluation of micro-mechanical damage in tools, Dissertation, Universitat Politècnica de Catalunya, 2012, S. 180 ff.
- [RABE08] Rabe, M., Spieckermann, S., Wenzel, S.: Verifikation und Validierung für die Simulation in Produktion und Logistik, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2008, S. 97 f.
- [RABI95] Rabinowicz, E.: Friction and wear of materials, Wiley-Interscience, New York, 1995, S. 84 f.
- [RACH02] Rachnik, M., Roelandt, J.M., Maillard, A.: Some phenomenological and computational aspects of sheet metal blanking simulation, Journal of Materials Processing Technology 128, 2002, S. 256 ff.
- [RAMI12] Ramírez, G., Mestra, A., Casa, B., Vall, I., Marínez, R., Bueno, R., Góez, A., Mateo, A., Llanes, L.: Influence of substrate microstructure on the contact fatigue strength of coated cold-work tool steels, Surface & Coatings Technology 206, 2012, S. 3069 ff.
- [RIEG09] Rieg, F., Hackenschmidt, R.: Finite Elemente Analyse für Ingenieure, Carl Hanser Verlag München Wien, 2009, S. 211 f.
- [ROMA59] Romanowski, W.P.: Handbuch der Stanzereitechnik, VEB Verlag Technik, Berlin 1959, S. 53 ff.

-
- [ROMA79] Romanowski, W.P.: Handbuch der Kaltumformung, sechste Auflage, Leningrad „Maschinenbau“, 1979
- [ROOS08] Roos, E; Maile, K.: Werkstoffkunde für Ingenieure, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2008, S. 145
- [ROVA03] Rovalma, S.A.: HWS Isotropic cold work steel with an excellent combination of toughness, hardness and wear resistance, www.rovalma.com, 2003, S. 1 ff.
- [SCHM90] Schmütsch, H.-H.: Einflussgrößen auf das Schneidergebnis beim Scherschneiden von Feinblechen, Dissertation, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1990, S. 21 ff.
- [SCHU05] Schuler AG: Harte Werkstoffe sanft schneiden, Bleche Rohre Profile, Nr. 5, Bamberg, 1992; S. 18 ff.
- [SCHU96] Schuler GmbH: Handbuch der Umformtechnik, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 1996, S. 268
- [SCHU09] Schuler Pressen GmbH & Co. KG, Göppingen: DE 102005021027B4: Verfahren zum Schneiden von hochfesten Werkstücken und Vorrichtungen zum Durchführen des Verfahrens, 2009
- [SCHÜ90] Schüssler, M.: Hochgeschwindigkeitsscherschneiden im geschlossenen Schnitt zur Verbesserung der Schnittteilequalität, Dissertation, Darmstadt, 1990, S. 16
- [SEID65] Seidenberg, H.: Presseneinwirkungen auf Werkzeugverschleiß und Grathöhe beim Schneiden von Feinblech im geschlossenen Schnitt, Dissertation, Hannover, 1965
- [SO09a] So, H. Hoffmann, H., Golle, R.: Blanking of press hardened ultra high strength steel, Advanced Materials and Processing Technologies, Malaysia, 2009
- [SO09b] So, H., Hoffmann, H., Golle, R.: Halbwarmschneiden der Vergütungsstähle, 4. Erlanger Workshop Warmblechumformung, Meisenbach Bamberg, 2009
- [SO12] So, H., Faßmann, D., Hoffmann, H., Golle, R., Schaper, M.: An investigation of the blanking process of the quenchable boron alloyed steel 22MnB5 before and after hot stamping process, Journal of Materials Processing Technology, 2012, S.437 ff.

-
- [SOSN05] Sosnovskiy, L.A.: Tribo-fatigue wear fatigue damage and its prediction,
Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2005, S. 62 ff.
- [SPUR85] Spur, G.: Handbuch der Fertigungstechnik, Band 2/3 Umformen und Zerteilen,
Carl Hanser Verlag, München, 1985, S.1379 ff.
- [SSAB09] SSAB AB: Datenblatt Docol M, Cold reduced martensitic steels,
www.ssab.com
- [STAH12] mk/kru: Leicht und aus hochfestem Stahl,
Stahl und Eisen Nr. 2, Verlag Stahleisen GmbH, 2012. S. 12
- [STM13] N.N.: Angebot der STM Stahl-Vertriebs-GmbH, Gräfelfing, 2013
- [THYS12] ThyssenKrupp Steel Europe AG: Warmumformung im Automobilbau,
Süddeutscher Verlag onpact GmbH, München, 2012, S.33ff.
- [TIMM56] Timmerbeil, F.W.: Der Einfluss der Schneidkantenabnutzung auf den Schneidvorgang am Blech.
Werkstattechnik und Maschinen 46, 1956, S. 58 ff.
- [TIMM57] Timmerbeil, F.-W.: Untersuchung des Schneidvorganges bei Blech, insbesondere beim geschlossenen Schnitt,
Dissertation, TH Hannover, 1957
- [TOUS00] Toussaint, A.: Einfluss des Werkzeugverschleißes auf die Teilequalität beim Scherschneiden von Elektroblechen,
Dissertation, Hieronymus GmbH, München, 2000
- [UBA10] Umweltbundesamt: CO₂-Emissionsminderung im Verkehr in Deutschland,
Umweltbundesamt, Dessau-Roßlau, 2010, S. 45ff.
- [UBA12] Umweltbundesamt: Emissionen des Verkehrs,
www.umweltbundesamt-daten-zur-umwelt.de , 2012
- [UDDE05] Uddeholm AB, SSAB AB: Tooling Solutions for Advanced High Strength Steels - Selection Guidelines
- [UDDE07] Uddeholm AB: Lieferprogramm Kaltarbeitsstähle,
D.H. Verlag, Meerbusch, 2007, S. 5
- [UHLM03] Uhlmann, E., Scholz, M.: Zerteilen von Aluminiumblechen durch Impulsmagnetfelder,
2. Kolloquium Elektromagnetische Umformung, 2003, S. 87-94

- [VERE96] Verein Deutscher Eisenhüttenleute: Erscheinungsformen von Rissen und Brüchen metallischer Werkstoffe, Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 1996, S.9.
- [VIET10] Vietoris, T.: New development in PHS, Materials, coatings, production methods, AP&T Seminar, Shanghai, 2010

Normen, Richtlinien, Verordnungen

- [DIN4957] DIN EN ISO 4957, Werkzeugstähle, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 1999
- [DIN6507-1] DIN EN ISO 6507-1, Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach Vickers – Teil 1: Prüfverfahren, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2008
- [DIN6508-1] DIN EN ISO 6508-1, Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach Rockwell - Teil 1: Prüfverfahren (Skalen A, B, C, D, E, F, G, H, K, N, T), DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2006
- [DIN8580] DIN 8580, Fertigungsverfahren Begriffe, Einteilung, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2003
- [DIN8588] DIN 8588, Fertigungsverfahren Zerteilen, Einordnung, Unterteilung, Begriffe, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2003
- [DIN10131] DIN EN 10131, Kaltgewalzte Flacherzeugnisse ohne Überzug und mit elektrolytischem Zink- oder Zink-Nickel-Überzug aus weichen Stählen sowie aus Stählen mit höherer Streckgrenze zum Kaltumformen – Grenzabmaße und Formtoleranzen, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2006
- [DIN50125] DIN 50125, Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2009
- [DIN50602] DIN 50602, Mikroskopische Prüfung von Edelstählen auf nichtmetallische Einflüsse mit Bildreihen, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 1985
- [EU09] Verordnung der Europäischen Union Nr. 443/2009 zur Festsetzung von Emissionsnormen für neue Personenkraftwagen im Rahmen des Gesamtkonzepts der Gemeinschaft zur Verringerung der CO₂-Emissionen von Personenkraftwagen und leichten Nutzfahrzeugen, 23. April 2009, S. 5.

- [VDI2906] VDI-Richtlinie 2906 Blatt 2, Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall: Scherschneiden,
Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, 1994
- [VDI3368] VDI-Richtlinie 3368, Schneidspalt-, Schneidstempel- und Schneidplattenmaße für Schneidwerkzeuge der Stanztechnik,
Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, 1982

10.4 Studienarbeiten

Folgende Studienarbeiten, deren Bearbeitung, Auswertung, Interpretation und Darstellung von Ergebnissen unter wissenschaftlicher Anleitung der Betreuerin Katrin Nothhaft entstanden sind, wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen angefertigt. Ergebnisse flossen zum Teil mit in die Arbeit ein.

Jocham, D.: Simulative Betrachtung und Optimierung des Scherschneidens pressgehärteter Stähle, Semesterarbeit, 2010

Bosch, M.: Simulative Betrachtung und Optimierung des Scherschneidens pressgehärteter Stähle, Semesterarbeit, 2011

Köbler, C.: Untersuchungen zum Scherschneiden höchstfester Bleche, Bachelorarbeit, 2011

Krinninger, M: Simulative Analyse und experimentelle Untersuchung zur Optimierung des Scherschneidprozesses höchstfester Blechwerkstoffe, Diplomarbeit, 2012

Schindelmann, S.: Werkzeugoptimierung bei Scherschneidoperationen an pressgehärteten Blechen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode, Semesterarbeit, 2012

11 Anhang

11.1 Zusammenfassung der maximalen Prozesskräfte

USIBOR (1,5 mm)		Versuch				Simulation	
α	Ssp	F_z [N]	S F_z [N]	F_x [N]	S F_x [N]	F_z [N]	F_x [N]
0°	5.0%	71732	310	22596	197	69655	19098
	7.5%	70944	212	21756	363	-	-
	10.0%	68181	451	22884	303	68181	18606
	12.5%	68255	170	19129	403	-	-
	15.0%	67360	170	20924	266	65398	18535
	20.0%	66772	79	18352	394	-	-
2°	5.0%	75129	301	19059	387	70027	19923
	7.5%	74051	207	23418	284	-	-
	10.0%	70826	232	17933	109	68097	19741
	12.5%	71306	212	23381	174	-	-
	15.0%	69467	140	17595	59	66176	19759
	20.0%	66263	168	21985	753	-	-
7°	5.0%	74870	242	24932	342	72226	22441
	7.5%	71966	185	23434	246	-	-
	10.0%	71480	288	23423	146	68667	25511
	12.5%	69766	116	23025	74	-	-
	15.0%	70505	187	22981	226	68416	22761
	20.0%	67449	71	22424	142	-	-
20°	5.0%	64672	1949	24473	843	68469	34140
	7.5%	66147	1090	26046	453	-	-
	10.0%	64006	711	24822	372	67479	33301
	12.5%	58263	276	22095	252	-	-
	15.0%	61900	809	23595	298	66388	32174
	20.0%	58169	721	21780	463	-	-

Tabelle 11-1: Zusammenfassung der Mittelwerte aller maximalen Schneid- (F_z) und Querkräfte (F_x) aus Versuch und Simulation mit Standardabweichungen (S) für den Werkstoff Usibor (1,5 mm)

USIBOR (1,75 mm)		Versuch				Simulation	
α	Ssp	F_z [N]	S F_z [N]	F_x [N]	S F_x [N]	F_z [N]	F_x [N]
0°	5.0%	81723	140	24339	578	-	-
	7.5%	80621	141	22579	215	-	-
	10.0%	78481	100	22361	761	-	-
	12.5%	78870	236	22823	501	-	-
	15.0%	77187	159	22697	481	-	-
	20.0%	75519	208	23599	324	-	-
2°	5.0%	84761	295	26452	203	-	-
	7.5%	81986	276	25225	397	-	-
	10.0%	81727	201	25970	148	-	-
	12.5%	79847	373	25128	412	-	-
	15.0%	78446	168	24621	218	-	-
	20.0%	78986	171	24500	109	-	-
7°	5.0%	84783	115	28191	92	-	-
	7.5%	84755	188	28434	300	-	-
	10.0%	83725	273	28186	189	-	-
	12.5%	81531	237	26786	148	-	-
	15.0%	79865	82	26438	320	-	-
	20.0%	78010	150	25803	112	-	-
20°	5.0%	82750	366	34307	275	-	-
	7.5%	69464	198	29148	213	-	-
	10.0%	72422	648	31021	355	-	-
	12.5%	69407	334	28973	292	-	-
	15.0%	65217	517	25770	496	-	-
	20.0%	63957	265	25608	856	-	-

Tabelle 11-2: Zusammenfassung der Mittelwerte aller maximalen Schneid- (F_z) und Querkräfte (F_x) aus dem Versuch mit Standardabweichungen (S) für den Werkstoff Usibor (1,75 mm)

Docol (2 mm)		Versuch				Simulation	
α	Ssp	F_z [N]	S F_z [N]	F_x [N]	S F_x [N]	F_z [N]	F_x [N]
0°	5.0%	74126	439	14282	193	-	-
	7.5%	72746	284	14995	335	-	-
	10.0%	71681	397	14566	71	-	-
	12.5%	70061	121	14359	148	-	-
	15.0%	70662	121	14359	148	-	-
	20.0%	66687	282	14397	87	-	-
2°	5.0%	-	-	-	-	-	-
	7.5%	-	-	-	-	-	-
	10.0%	72159	543	18588	254	-	-
	12.5%	-	-	-	-	-	-
	15.0%	-	-	-	-	-	-
	20.0%	-	-	-	-	-	-
7°	5.0%	-	-	-	-	-	-
	7.5%	-	-	-	-	-	-
	10.0%	74734	216	23261	171	-	-
	12.5%	-	-	-	-	-	-
	15.0%	-	-	-	-	-	-
	20.0%	-	-	-	-	-	-
20°	5.0%	-	-	-	-	-	-
	7.5%	-	-	-	-	-	-
	10.0%	76428	370	28917	907	-	-
	12.5%	-	-	-	-	-	-
	15.0%	-	-	-	-	-	-
	20.0%	-	-	-	-	-	-

Tabelle 11-3: Zusammenfassung der Mittelwerte aller maximalen Schneid- (F_z) und Querkräfte (F_x) aus dem Versuch mit Standardabweichungen (S) für den Werkstoff Docol (2,0 mm)

11.2 Oberflächenrauheit der Blechwerkstoffe

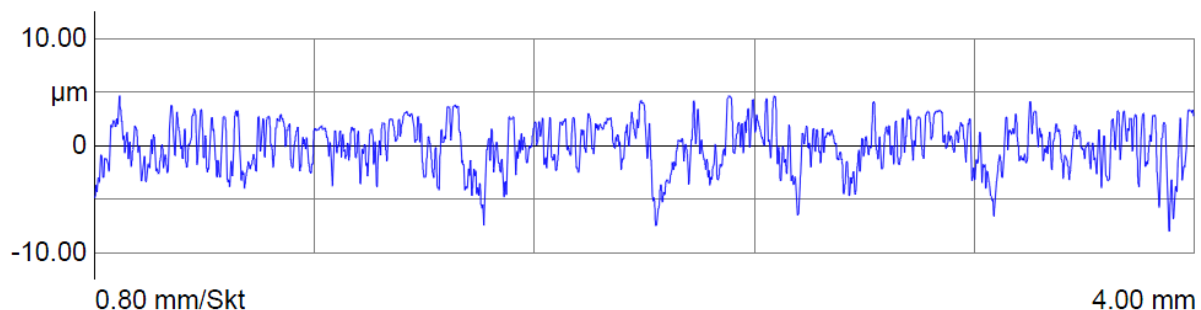


Abbildung 11-1: Messung der Oberflächenrauheit des Werkstoffes Usibor.

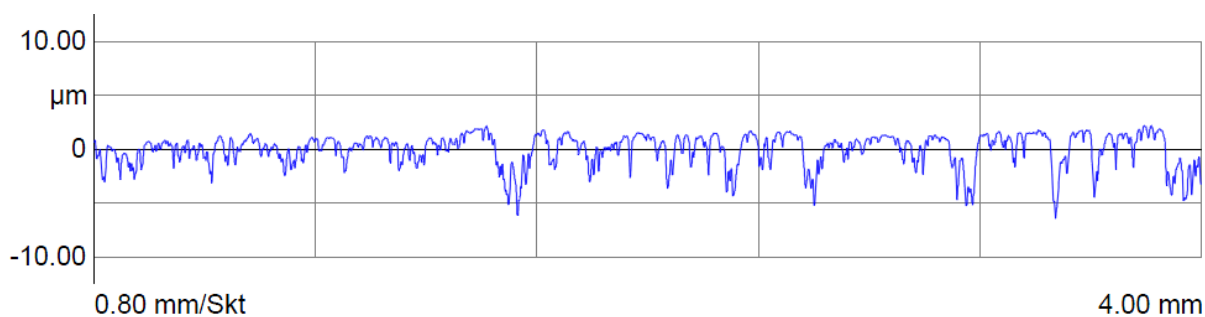


Abbildung 11-2: Messung der Oberflächenrauheit des abgeschliffenen Werkstoffes Usibor.

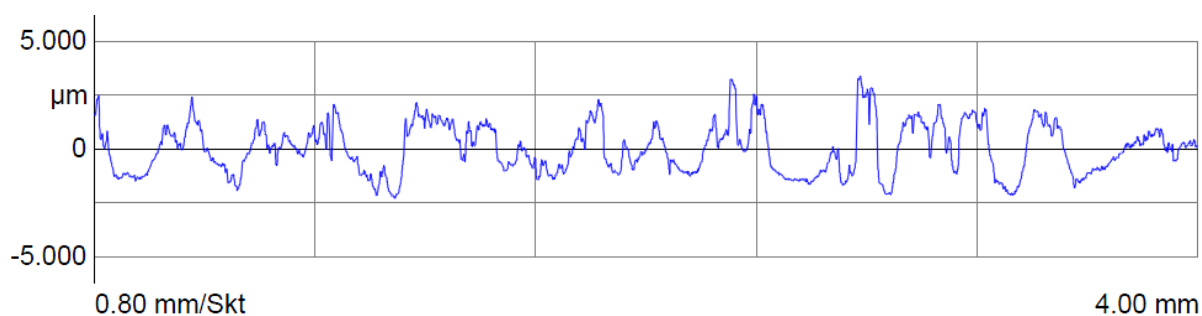


Abbildung 11-3: Messung der Oberflächenrauheit des Werkstoffes Docol.

	Ra	Rz	Rmax	Rt
Usibor	1,85	11,56	12,81	13,04
Usibor geschliffen	1,06	6,73	8,31	8,41
Docol	0,95	4,82	6,30	6,47

Tabelle 11-4: Mittelwerte der Oberflächenrauheiten aus jeweils drei Messungen.

11.3 Spannungsverteilung im Werkstoff

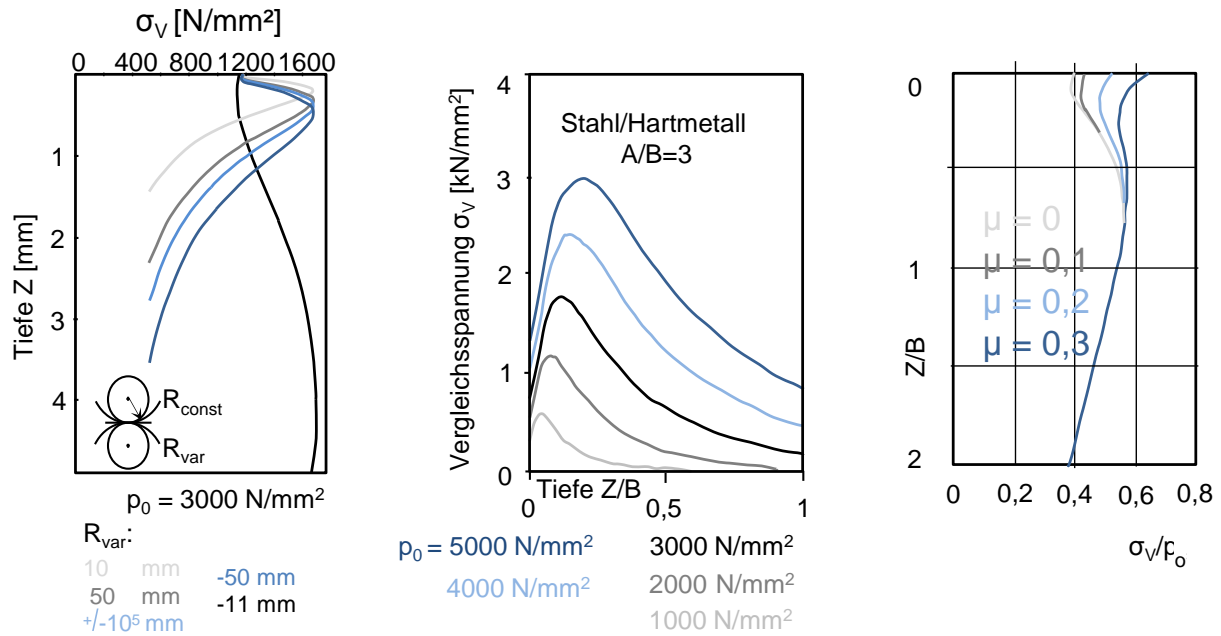


Abbildung 11-4: Spannungsverteilung im Werkstoff bei elastischem Wälzkontakt zweier Zylinder mit verschiedenen geometrischen Parametern (links), Druckbelastungen (Mitte) und Reibwerten (rechts) [BROS82]

11.4 Schnittflächenkenngrößen

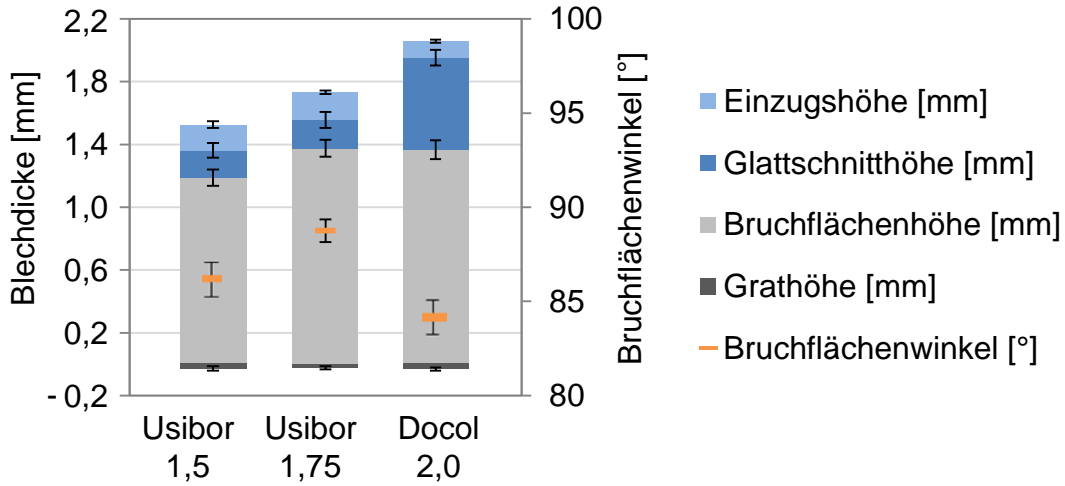


Abbildung 11-5: Durchschnittliche Standardabweichung der Schnittflächenkenngrößen am Beispiel von fasenlosen Aktivelementen bei einem Schneidspalt von 10 %.

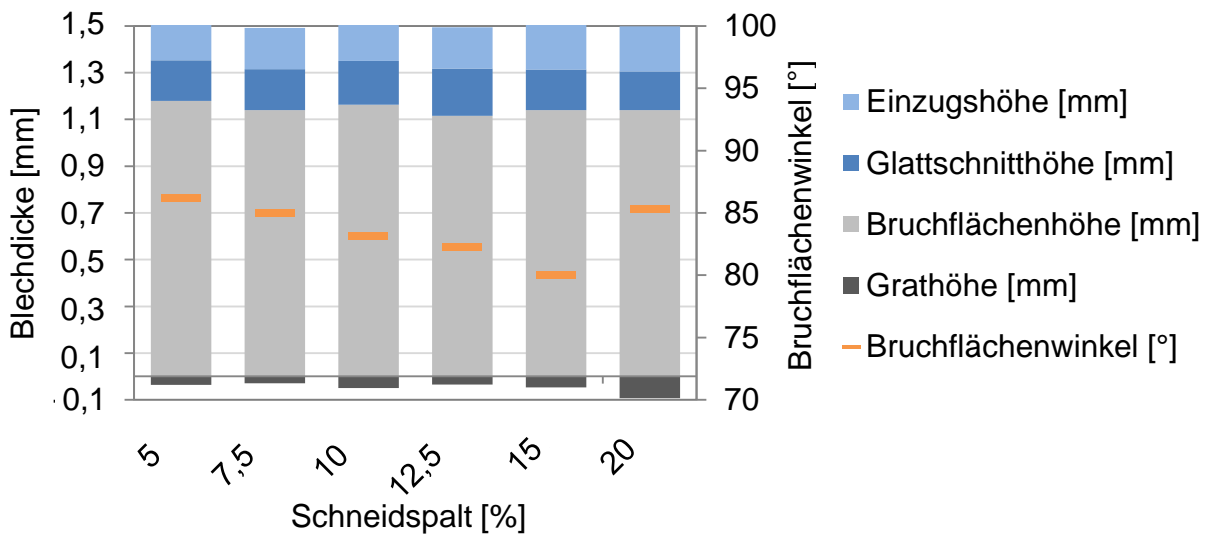


Abbildung 11-6: Schnittflächenkenngrößen des Werkstoffes Usibor (1,5 mm) in Abhängigkeit des Schneidspalts

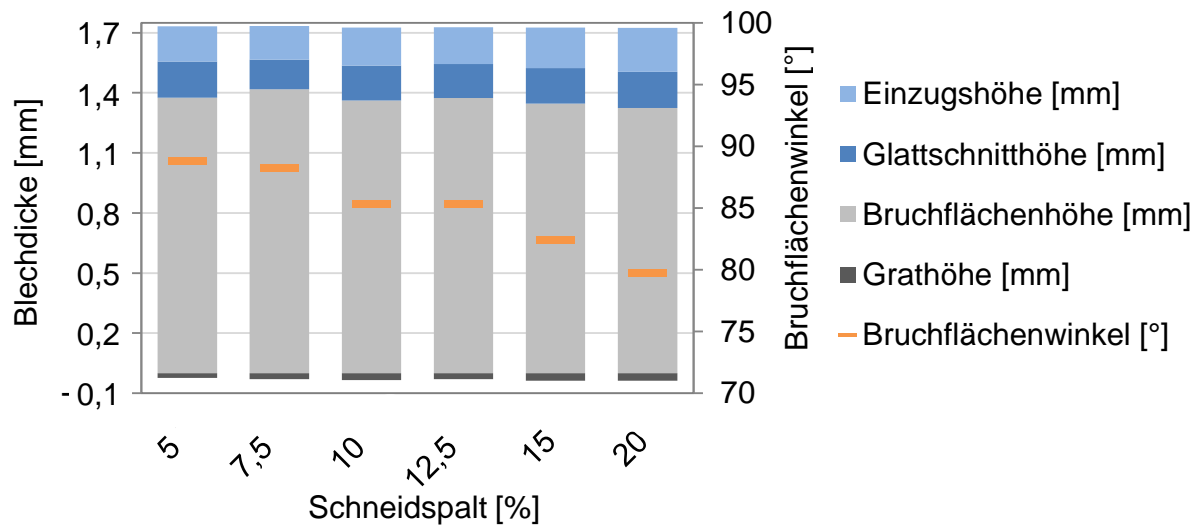


Abbildung 11-7: Schnittflächenkenngrößen des Werkstoffes Usibor (1,75 mm) in Abhängigkeit des Schneidspalts

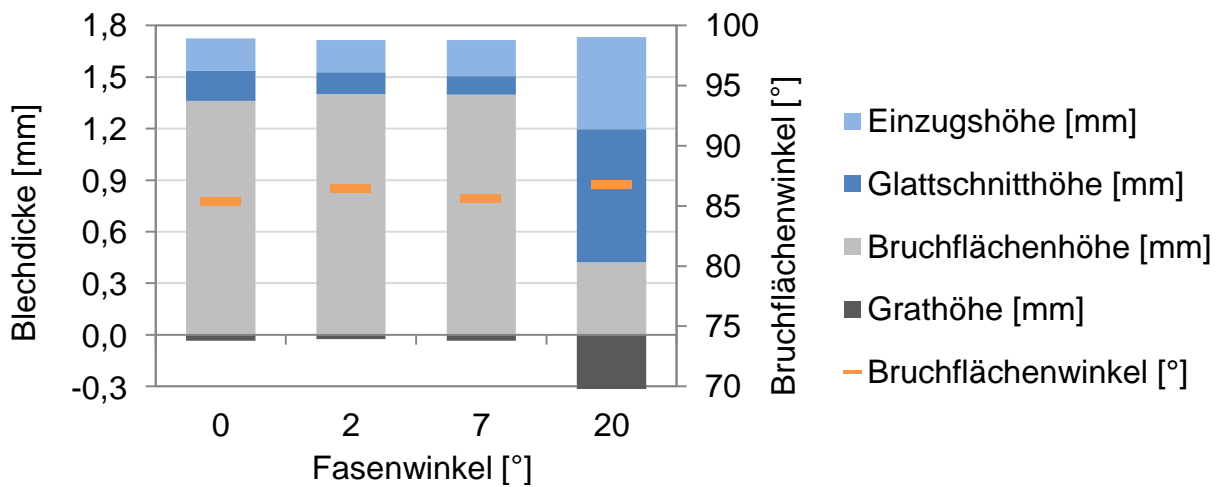


Abbildung 11-8: Schnittflächenkenngrößen des Werkstoffes Usibor (1,75 mm) in Abhängigkeit des Fasenwinkels

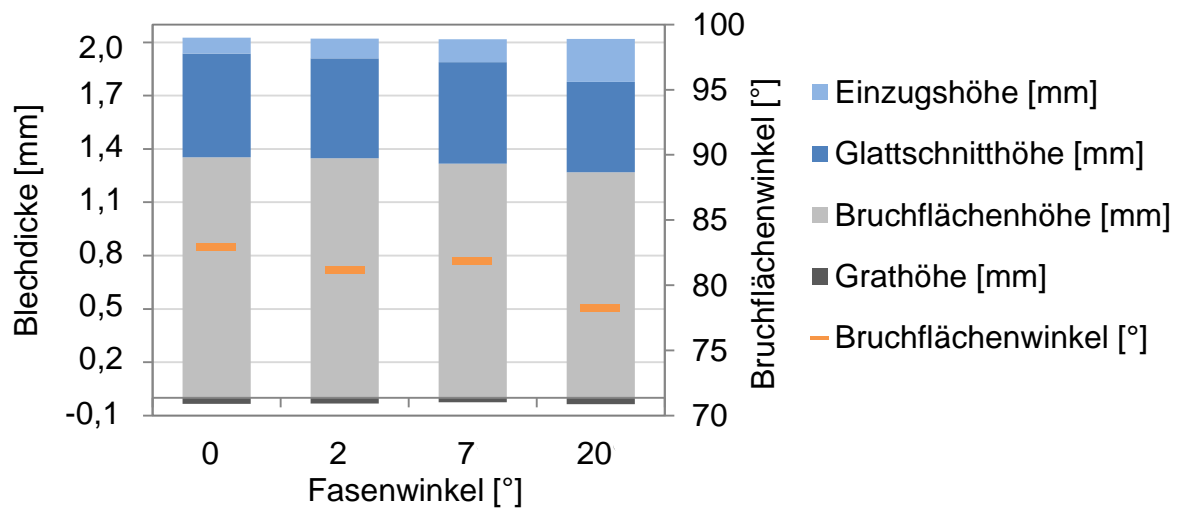


Abbildung 11-9: Schnittflächenkenngrößen des Werkstoffes Docol in Abhängigkeit des Fasenwinkels

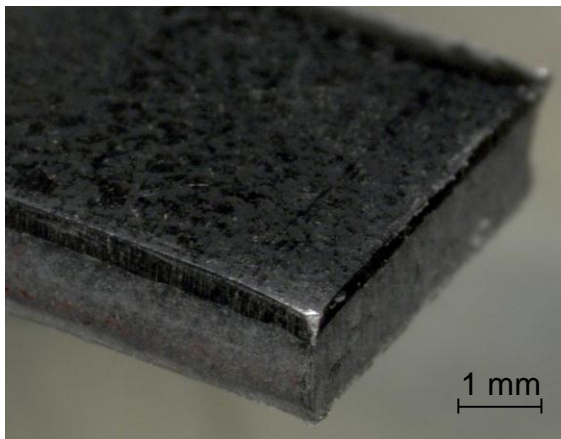


Abbildung 11-10: Überlagerung von Randeinzug und Prozesseinzug