



Technische Universität München
Fakultät für Maschinenwesen
Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen

Einfluss der Werkzeugsteifigkeit auf Scherschneidprozess und Werkzeugverschleiß beim offenen Schnitt

Thomas Martin Kopp

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

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh

Prüfer der Dissertation: 1. Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk
2. Prof. Dr.-Ing. Hartmut Hoffmann
3. Prof. Dr.-Ing., Dr.-Ing. E. h., Dr. h.c., Dr. h.c. Fritz Klocke

Die Dissertation wurde am 26.10.2016 bei der Technischen Universität München eingereicht
und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 06.04.2017 angenommen.

Vorwort und Danksagung

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

Mein besonderer Dank gilt meinen Vorgesetzten am Lehrstuhl. Sowohl bei meinem Doktorvater Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk, Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München, als auch beim ehemaligen Lehrstuhlinhaber Herrn Univ.-Prof. (i. R.) Hartmut Hoffmann bedanke ich mich ganz herzlich für die außerordentliche fachliche und persönliche Förderung sowie für das allzeit entgegengebrachte Vertrauen.

Mein Dank gilt in gleichem Maße dem Inhaber des Lehrstuhls für Technologie der Fertigungsverfahren der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule (RWTH) Aachen, Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Dr. h. c. Dr. h. c. Fritz Klocke, für das Interesse an meiner Arbeit sowie für die Tätigkeit als Gutachter. Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh, Ordinarius des Lehrstuhls für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik der Technischen Universität München, danke ich für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Herrn Dr.-Ing. Roland Golle danke ich ganz herzlich für dessen Förderung und die fruchtbaren Diskussionen während meiner gesamten Lehrstuhlzeit, die wesentlich zum Gelingen der Arbeit beigetragen haben. Darüber hinaus bin ich allen Kollegen und Studierenden des Lehrstuhls für ihre tatkräftige Unterstützung bei der Bearbeitung meiner Dissertation zu Dank verpflichtet. Allen voran seien an dieser Stelle die Herren Thomas Andorfer, Dr.-Ing. Peter Demmel, Alexander Fietze, Jens Stahl, Philipp Tröber und Hannes A. Weiss genannt.

Mein ganz besonderer Dank gebührt meiner Familie, insbesondere meiner Ehefrau Eva, die durch ihre Förderung, Geduld und den bedingungslosen Rückhalt meinen Werdegang ermöglicht haben.

Garching, im April 2017

Thomas Kopp

Kurzfassung

Ziel der Arbeit ist die Untersuchung der Wirkzusammenhänge zwischen der Werkzeugsteifigkeit und dem Scherschneidprozess sowie dem Verschleißverhalten beim offenen Schnitt. In Einzel- und Dauerhubversuchen wurde der Einfluss ausgewählter Prozessparameter auf Kräfte, Verlagerungen und Teilequalität untersucht. Durch die Erweiterung des Kräfte- und Momentengleichgewichtsmodells beim Scherschneiden um eintauchtiefenabhängige elastische Effekte kann Verschleiß in Abhängigkeit der Werkzeugsteifigkeit erklärt und das gesamte Prozessverständnis verbessert werden.

Abstract

This thesis focuses on a systematic analysis of the cause-effect relationships between the tool stiffness and the shearing process as well as the tool wear during shear cutting with an open cutting line. Single stroke and continuous stroke experiments were conducted and the influence of selected process parameters on the forces, displacements and parts qualities was investigated. The equilibrium model of the acting forces and moments during the shearing process was extended by kinematic and elastic effects. This enables the explanation of tool wear depending on the tool's stiffness and improves the process understanding.

Inhaltsverzeichnis

| | |
|--|-----------|
| Inhaltsverzeichnis | I |
| Verzeichnis der Kurzzeichen..... | IV |
| 1 Einleitung | 1 |
| 2 Grundlagen und Stand der Kenntnisse | 3 |
| 2.1 Scherschneiden..... | 3 |
| 2.1.1 Einordnung und Verfahrensprinzip | 3 |
| 2.1.2 Verfahrensablauf..... | 6 |
| 2.1.3 Schnittflächenkenngrößen | 10 |
| 2.1.4 Prozesskräfte und Schneidarbeit..... | 11 |
| 2.2 Verschleiß und Werkzeugversagen | 16 |
| 2.2.1 Verschleißmechanismen | 17 |
| 2.2.2 Verschleißformen | 19 |
| 2.2.3 Verschleißkenngrößen | 21 |
| 2.3 Steifigkeit von Pressen und Scherschneidwerkzeugen | 23 |
| 2.4 Wichtige Einflussfaktoren auf den Scherschneidprozess und das Verschleißverhalten der Werkzeuge | 26 |
| 2.4.1 Werkzeugseitige Einflussfaktoren | 26 |
| 2.4.2 Pressenseitige Einflussfaktoren | 30 |
| 2.5 Änderung des Schneidprozesses durch den Werkzeugverschleiß..... | 31 |
| 3 Zielsetzung und Aufgabenstellung..... | 33 |
| 4 Versuchsanlagen und Messeinrichtungen..... | 35 |
| 4.1 Mechanische Schnellläuferpresse..... | 35 |
| 4.2 Mess- und Prüfeinrichtungen | 35 |
| 4.2.1 Zug-Druck-Prüfmaschine | 35 |
| 4.2.2 Profilmessplatz | 36 |
| 4.2.3 Digitalmikroskop | 37 |
| 4.2.4 Auflichtmikroskop..... | 37 |

| | | |
|----------|--|-----------|
| 4.2.5 | Mikrohärteprüfer | 37 |
| 5 | Versuchswerkstoffe..... | 38 |
| 5.1 | Blechwerkstoffe | 38 |
| 5.2 | Werkzeugwerkstoff..... | 40 |
| 6 | Versuchswerkzeug | 41 |
| 6.1 | Anpassung des Versuchswerkzeugs zur gezielten Änderung der Werkzeugsteifigkeit | 42 |
| 6.2 | Messung der Prozesskräfte und resultierenden Verlagerungen im Versuchswerkzeug | 45 |
| 6.2.1 | Konzept zur Messung der Prozesskräfte | 45 |
| 6.2.2 | Konzept zur Messung der Verlagerungen..... | 48 |
| 6.2.3 | Messdatenerfassung | 49 |
| 6.2.4 | Kalibrierung der Kraft- und Wegsensorik..... | 51 |
| 7 | Versuchsbeschreibung und Durchführung | 54 |
| 7.1 | Einzelhubversuche | 54 |
| 7.1.1 | Prozessparameter..... | 54 |
| 7.1.2 | Auswertung der Messdaten | 57 |
| 7.1.3 | Auswertung der Schnittteile..... | 57 |
| 7.2 | Dauerhubversuche | 58 |
| 7.2.1 | Prozessparameter..... | 58 |
| 7.2.2 | Auswertung des Aktivelementverschleißes | 59 |
| 7.2.3 | Auswertung der Messdaten | 60 |
| 7.2.4 | Auswertung der Schnittteile..... | 60 |
| 8 | Versuchsergebnisse..... | 62 |
| 8.1 | Prozesskräfte, Verlagerungen und Schnittflächenausprägung bei maximal steifer Werkzeugkonfiguration | 62 |
| 8.1.1 | Prozesskräfte | 62 |
| 8.1.2 | Verlagerungen | 68 |
| 8.1.3 | Schnittflächenausprägung | 72 |

| | | |
|----------|---|------------|
| 8.2 | Einfluss der Prozessparameter auf die Prozesskräfte und resultierenden Verlagerungen sowie die Schnittflächenausprägung | 74 |
| 8.2.1 | Schneidspalt | 74 |
| 8.2.2 | Schneidkantenradius | 80 |
| 8.2.3 | Werkzeugsteifigkeitskonfiguration | 85 |
| 8.2.4 | Oberflächenbeschaffenheit der Werkzeugaktivelemente | 96 |
| 8.3 | Beschreibung des elastischen Werkzeugverhaltens | 102 |
| 8.4 | Einfluss der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration auf Aktivelementverschleiß, Prozesskräfte, Schneidspaltveränderungen und Schnittflächenausprägung..... | 106 |
| 9 | Zusammenfassung und Ausblick | 126 |
| A | Abbildungsverzeichnis | 130 |
| B | Tabellenverzeichnis | 137 |
| C | Literaturverzeichnis | 138 |
| D | Studienarbeiten..... | 149 |

Verzeichnis der Kurzzeichen

| Kurzzeichen | Einheit | Bezeichnung |
|-------------|-----------------|---|
| μ | - | Reibbeiwert |
| a | - | Beiwert zur Schneidarbeitsbestimmung |
| A | mm ² | Querschnittsfläche |
| A/D | - | Analog / Digital |
| A_{80} | % | Bruchdehnung |
| A_{Feder} | mm ² | Kreisringfläche der massiven Feder |
| A_g | % | Gleichmaßdehnung |
| b_E | mm | Kanteneinzugsbreite |
| b_G | mm | Schnittgratbreite |
| b_K | mm | Breite der wahren Kontaktzone |
| b_{RZ} | mm | beeinflusste Randzone |
| C_{Feder} | N/mm | Steifigkeit der massiven Feder |
| C_{FL} | N/mm | Flanschsteifigkeit |
| C_{KO} | N/mm | Kontaktsteifigkeit |
| C_{SCH} | N/mm | Schraubensteifigkeit |
| $C_{WKZ,x}$ | - | Werkzeugsteifigkeitskonfiguration in x-Richtung |
| $C_{WKZ,z}$ | - | Werkzeugsteifigkeitskonfiguration in z-Richtung |
| C_x | kN/mm | Steifigkeit in x-Richtung |
| C_y | kN/mm | Steifigkeit in y-Richtung |
| C_z | kN/mm | Steifigkeit in z-Richtung |
| E | MPa | Elastizitätsmodul |
| F | N | Kraft |
| F_H | N | Horizontalkraft am Stempel / Obermesser |
| $F_{H'}$ | N | Horizontalkraft an der Matrize / am Untermesser |
| F_{NH} | N | Niederhalterkraft |
| F_Q | N | Querkraft am Stempel / Obermesser |
| $F_{Q,i}$ | N | Querkraft am Obermesser, gemessen mit Kraftsensor i |

| Kurzzeichen | Einheit | Bezeichnung |
|--------------------|----------------|---|
| $F_{Q,max}$ | N | Maximale Querkraft |
| $F_{Q'}$ | N | Querkraft an der Matrize / am Untermesser |
| F_S | N | Schneidkraft am Stempel / Obermesser |
| $F_{S,i}$ | N | Schneidkraft am Obermesser, gemessen mit Kraftsensor i |
| $F_{S,max}$ | N | Maximale Schneidkraft |
| $F_{S,N}$ | N | Anteil der Schneidkraft normal |
| $F_{S,Q}$ | N | Anteil der Schneidkraft quer |
| $F_{S'}$ | N | Schneidkraft an der Matrize / am Untermesser |
| F_V | N | Vertikalkraft am Stempel / Obermesser |
| $F_{V'}$ | N | Vertikalkraft an der Matrize / am Untermesser |
| F_x | N | Kraft in x-Richtung |
| F_z | N | Kraft in z-Richtung |
| h_B | mm | Bruchflächenhöhe |
| h_E | mm | Kanteneinzugshöhe |
| h_G | mm | Schnittgrathöhe |
| h_S | mm | Glattschnitthöhe |
| $HV_{0,1}$ | - | Härte nach Vickers mit der Prüfkraft von 0,9807 N |
| HV_0 | - | Grundhärte |
| HV_1 | - | Härte nach dem Schneidvorgang |
| k_S | MPa | Schneidwiderstand bzw. spezifische Schneidkraft |
| l_0 | mm | Ausgangslänge |
| l_H | mm | Abstand der horizontalen Kräfte |
| l_S | mm | Länge der Schnittlinie |
| l_V | mm | Abstand der vertikalen Kräfte (schneidspaltabhängiger Hebelarm) |
| M_A | Nm | Inneres Moment am Abfall |
| M_S | Nm | Inneres Moment am Schnittteil |
| p | MPa | Flächenpressung |
| R_a | μm | Arithmetischer Mittenrauwert |

| Kurzzeichen | Einheit | Bezeichnung |
|--------------------|----------------|--|
| R_m | MPa | Zugfestigkeit |
| $R_{p0,2}$ | MPa | 0,2 % Dehngrenze |
| R_{SK} | μm | Schneidkantenradius |
| $R_{SK,OM}$ | μm | Schneidkantenradius am Obermesser |
| $R_{SK,UM}$ | μm | Schneidkantenradius am Untermesser |
| $RTSI$ | - | Real Time System Integration |
| s | mm | Blechdicke |
| SD | - | Standardabweichung |
| SSP | - | Relativer bzw. absoluter Schneidspalt |
| u | - | Relativer Schneidspalt |
| $u.U.$ | - | Unterer Umkehrpunkt |
| $U_{Q,i}$ | V | Elektrische Spannung des Querkraftsensors i |
| $U_{S,i}$ | V | Elektrische Spannung des Schneidkraftsensors i |
| VF_{MF} | mm^2 | Mantelflächen-Verschleißfläche |
| VF_{SF} | mm^2 | Stirnflächen-Verschleißfläche |
| VL_{45° | mm | 45°-Verschleißlänge |
| VL_{MF} | mm | Mantelflächen-Verschleißlänge |
| VL_{SF} | mm | Stirnflächen-Verschleißlänge |
| VV_{MF} | mm^3 | Mantelflächen-Verschleißvolumen |
| VV_{SF} | mm^3 | Stirnflächen-Verschleißvolumen |
| W_s | Nm | Schneidarbeit |
| x_A | mm | Anfangsverlagerung / Spielanteil |
| x_{el} | mm | Elastische Verlagerung |
| x_{ges} | mm | Gesamte Verlagerung |
| $x_{x,i}$ | mm | Verlagerung in x-Richtung, gemessen mit Sensor i |
| $x_{x,Spiel}$ | mm | Führungsspiel in x-Richtung |
| $x_{z,i}$ | mm | Verlagerung in z-Richtung, gemessen mit Sensor i |
| $x_{z,Stößel}$ | mm | Stößelweg |

| Kurzzeichen | Einheit | Bezeichnung |
|-----------------------------|----------------|-----------------------------------|
| $x_{z, St\ddot{o}ßel, off}$ | mm | Verschobener Stößelweg |
| β | ° | Bruchflächenwinkel |
| Δl | mm | Längenänderung |
| σ_{11} | MPa | Hauptspannung |
| σ_V | MPa | Vergleichsspannung nach von Mises |

1 Einleitung

Mit der Verpflichtung der Europäischen Union im Kyoto Protokoll, den Ausstoß von Treibhausgasen zu senken, wurde auch ein Zielwert für den CO₂ - Ausstoß von Personenkraftwagen definiert. Bis zum Jahr 2020 soll dieser auf durchschnittlich 95 g/km gesenkt werden (Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz, Bau und Reaktorsicherheit, 2009). Eine Möglichkeit, den Kraftstoffverbrauch und somit auch den CO₂ - Ausstoß von Kraftfahrzeugen zu senken, ist die Reduzierung der Fahrzeugmasse. Nach Koglin, Schaller und Kopp (2010, S. 25) können durch eine Gewichtsreduktion von 100 kg 0,3 l Kraftstoff auf 100 km eingespart werden. Ferner weisen sie darauf hin, dass die Karosserie mit einem Gewichtsanteil von ca. 40 % am Gesamtfahrzeug das größte Leichtbaupotential besitzt. So kann beispielsweise durch den Einsatz von Leichtmetallen wie Aluminium oder Magnesium deutlich das Karosseriegewicht reduziert werden. Darüber hinaus werden zur Gewichtsreduzierung auch vermehrt höher- und höchstfeste Stahlwerkstoffe eingesetzt. Deren Leichtbaupotential besteht unter anderem darin, dass im Vergleich zu konventionellen Stahlwerkstoffen die Blechdicke bei gleicher Bauteilsteifigkeit reduziert werden kann.

Durch den Einsatz von höher- und höchstfesten Stahlwerkstoffen werden jedoch neue Herausforderungen an den Herstellungsprozess gestellt. Exemplarisch seien hier die erhöhten Prozesskräfte genannt, welche die Pressen und Werkzeuge stärker belasten (Schneider, 2008, S. 20-27; 31-42). Nothhaft (2014, S. 70–76) konnte beispielsweise beim Scherschneiden des höchstfesten Stahlwerkstoffs Usibor 1500 P AS150 im offenen Schnitt mittels einer FE-Simulation im Werkzeugaktivelement eine maximale Vergleichsspannung von über 2500 MPa nachweisen. Diese hohen Prozessspannungen beeinflussen jedoch massiv das Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente.

Darüber hinaus kann beim Scherschneiden im offen Schnitt, wie beispielsweise beim Beschneiden, Werkzeugverschleiß auftreten, der nicht nur auf der Festigkeit und Härte des zu schneidenden Blechwerkstoffs beruht, sondern in hohem Maße von der Werkzeugsteifigkeit beeinflusst wird. Insbesondere bei einer zu geringen Werkzeugquersteifigkeit führen die prozessbedingten Querkräfte zu einer großen Aufweitung des Schneidspalts. So wird beispielsweise infolge der elastischen Schneidspaltaufweitung während der Eintauchphase und im Rückhub eine erhöhte Reibarbeit an der Mantelfläche verrichtet, was wiederum abrasiven Verschleiß begünstigt. Bestätigt wird dies durch die Ergebnisse von Krönauer et al. (2010, S. 123–124). Sie konnten in ihren Untersuchungen nachweisen, dass durch eine Erhöhung der Werkzeugquersteifigkeit die Standmenge von Abschneidwerkzeugen deutlich erhöht werden kann.

Die Werkzeugauslegung basiert derzeit jedoch meist auf Erfahrungswerten. Dies wiederum führt häufig zu einer Überdimensionierung der Werkzeuge, was erhöhte Kosten verursacht. Zur bedarfsgerechten Auslegung von Scherschneidwerkzeugen mit einer offenen Schnittlinie müssen die Wirkzusammenhänge zwischen der Werkzeugsteifigkeit und dem Scherschneidprozess bzw. dem Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente verstanden werden. Zentrales Ziel der vorliegenden Arbeit ist es daher, für den offenen Schnitt diese Wirkzusammenhänge systematisch zu untersuchen. Zudem kann mit dieser Kenntnis in Zukunft die Güte eines Scherschneidwerkzeugs mit offener Schnittlinie neben den bisher herangezogenen Kriterien, wie beispielsweise Maß- und Lagetoleranzen, auch anhand der Werkzeugsteifigkeit bewertet werden.

Um dieses Ziel zu erreichen, wird zunächst der Einfluss ausgewählter Prozessparameter auf den Scherschneidprozess mit offener Schnittlinie analysiert. Besonderes Augenmerk wird hierbei auf die Querkräfte gelegt, da diese bis dato nur unzureichend untersucht wurden. Dies spiegelt sich unter anderem in den in der Literatur angegebenen, stark abweichenden Werten für die maximalen Querkräfte wider. Sie können nach dem derzeitigen Stand der Kenntnisse 2 % (Lange, 1990, S. 122) bis 50 % (Mackensen et al., 2010, S. 284) der Schneidkraft betragen. In abschließenden Dauerhubversuchen wird der Einfluss der Werkzeugsteifigkeit auf das Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente, die Prozesskräfte und resultierenden Verlagerungen sowie die Schnittflächenausprägung untersucht.

2 Grundlagen und Stand der Kenntnisse

2.1 Scherschneiden

2.1.1 Einordnung und Verfahrensprinzip

Scherschneiden wird nach DIN 8580 der Hauptgruppe 3 „Trennen“ sowie deren Gruppe 3.1 „Zerteilen“ zugeordnet. Beim Zerteilen erfolgt der mechanische Trennvorgang von Werkstücken ohne Entstehung von formlosen Stoff, wie beispielsweise Späne. Neben dem Scherschneiden, welches die größte wirtschaftliche Bedeutung in der metallverarbeitenden Industrie hat, zählen das Messerschneiden, Beißschneiden, Spalten, Reißen und Brechen zu den Zerteilverfahren (Abbildung 2-1). (DIN 8580; DIN 8588)

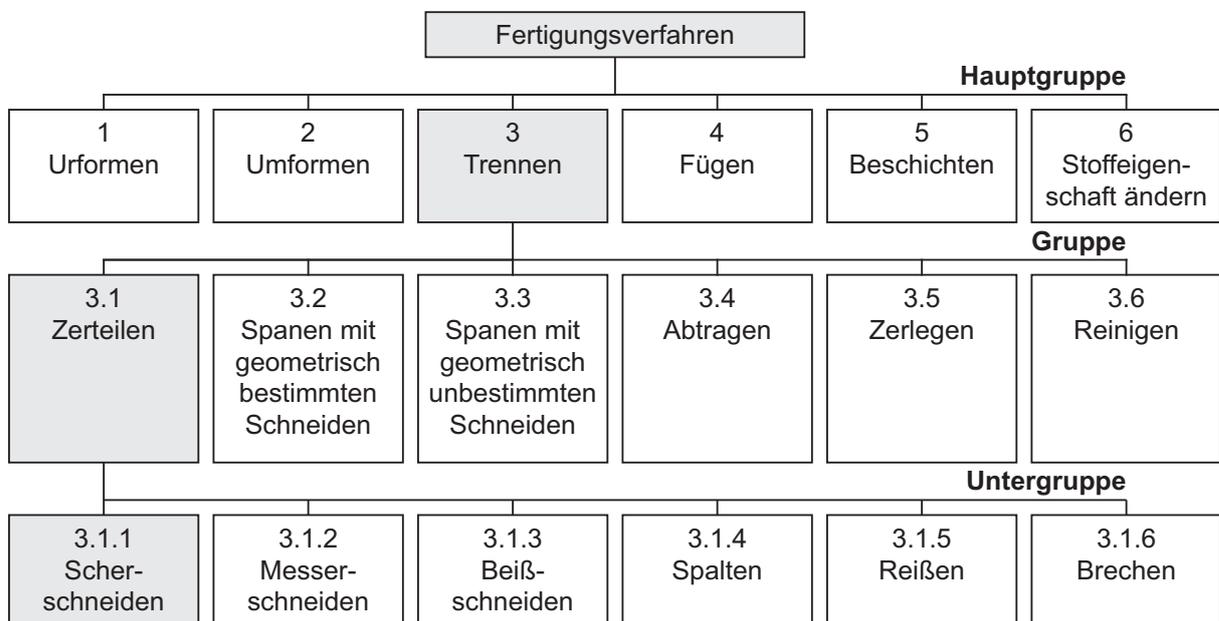


Abbildung 2-1: Einordnung des Scherschneidens in die Systematik der Fertigungsverfahren (nach DIN 8580; DIN 8588)

Unter Scherschneiden wird gemäß DIN 8588 das Zerteilen von Werkstücken zwischen zwei sich aneinander vorbeibewegenden Schneiden verstanden. Erfolgt „der Schnitt entlang der gesamten Schnittlinie in einem Hub“ wird vom einhubigen Scherschneiden gesprochen. Diese Verfahrensvariante wird in der Praxis auch „Normalschneiden“, „konventionelles Scherschneiden“ bzw. „Scherschneiden“ genannt und steht im Fokus der vorliegenden Arbeit (Hörmann, 2008, S. 5).

Ferner kann das einhubige Scherschneiden nach der Form der Schnittlinie unterteilt werden. Eine geschlossene Schnittlinie liegt dann vor, wenn die Ränder des zu trennenden Blechzuschnitts nicht geschnitten werden. Andernfalls wird von einem offenen Schnitt gesprochen. Zu den wirtschaftlich bedeutendsten Verfahren mit geschlossener Schnittlinie

zählen das Ausschneiden und das Lochen. Der Unterschied zwischen den beiden Verfahren besteht darin, dass beim Ausschneiden längs einer in sich geschlossenen Schnittlinie eine Außenform hergestellt wird, wohingegen unter Lochen das Herstellen einer Innenform verstanden wird. Darüber hinaus findet das Beschneiden häufig Anwendung. Es stellt ein Verfahren zum vollständigen Trennen von beispielsweise Rändern und Bearbeitungszugaben dar, bei welchem der vollständige Trennvorgang sowohl entlang einer geschlossenen als auch offenen Schnittlinie stattfinden kann. Ein weiteres Trennverfahren mit einer hohen wirtschaftlichen Bedeutung in der metallverarbeitenden Industrie ist das Abschneiden. Es zählt zu den Verfahren mit offener Schnittlinie. Hierbei wird ein Halbfertigteil oder Fertigteil vom Rohteil oder Halbfertigteil getrennt. Demzufolge entsteht bei diesem Verfahren kein Abfall. (DIN 8588; DIN 9870-2) In Abbildung 2-2 sind schematisch die Fertigungsabläufe für die vier genannten Verfahren dargestellt.

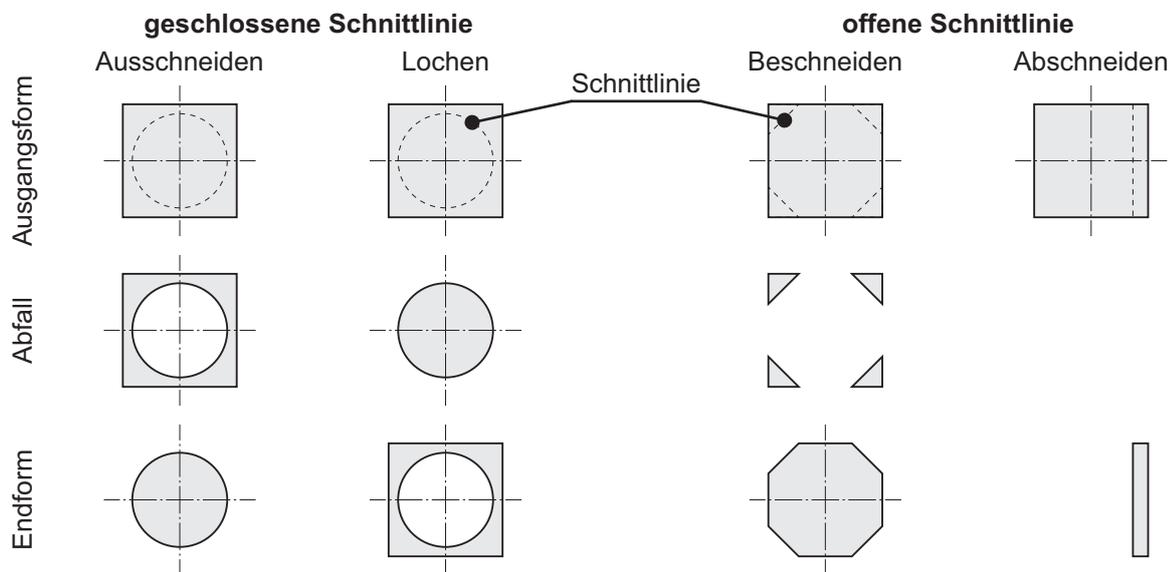
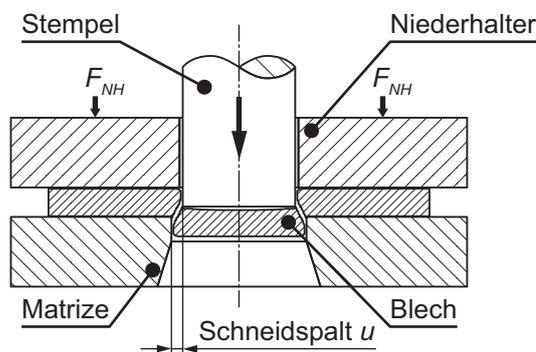


Abbildung 2-2: *Verfahrensklassifizierung Ausschneiden, Lochen, Beschneiden (mit offener Schnittlinie) und Abschneiden (DIN 9870-2)*

Die zum Scherschneiden notwendigen Werkzeuge werden gemäß DIN 9869-1 nach dem Fertigungsverfahren, dem Fertigungsablauf sowie nach konstruktiven Merkmalen eingeteilt. Sie bestehen grundsätzlich aus zwei formgebenden Elementen, dem Schneidstempel und der Schneidplatte, welche auch als Werkzeugaktivelemente bezeichnet werden. In der Literatur wird die Schneidplatte auch häufig Matrize genannt (Schmidt, 2007, S. 145; Doege und Behrens, 2010, S. 369; Hoffmann, Neugebauer und Spur, 2012, S. 681). Bei Scherschneidverfahren mit einer offenen Schnittlinie werden die Werkzeugaktivelemente auch als Ober- und Untermesser bezeichnet (Lange, 1990, S. 148–151; Klocke und König, 2006, S. 460). Die Blechzufuhr zwischen die Werkzeugaktivelemente erfolgt beim Scherschneiden in Form von Platinen, Streifen oder als Band (Coil) (Hoffmann, Neugebauer und Spur, 2012,

S. 682). Zur Erhöhung der Prozesssicherheit sind Scherschneidwerkzeuge optional mit einem Niederhalter ausgestattet. Dieser drückt das Halbzeug oder Werkstück mit der Niederhalterkraft F_{NH} gegen feste Werkzeugteile und verhindert dadurch das Aufbiegen des Werkstücks. Im Rückhub dient der Niederhalter auch als Abstreifer. (DIN 9869-2) Ferner zeigen die Untersuchungen von Buchmann (1963a, S. 563), dass ein Niederhalter den Werkstofffluss in die Scherzone hemmen und damit den Scherschneidprozess beeinflussen kann. Abbildung 2-3 stellt schematisch den Aufbau eines Scherschneidwerkzeugs mit Niederhalter für den geschlossenen (a) und den offenen Schnitt (b) dar.

a) Geschlossene Schnittlinie



b) Offene Schnittlinie

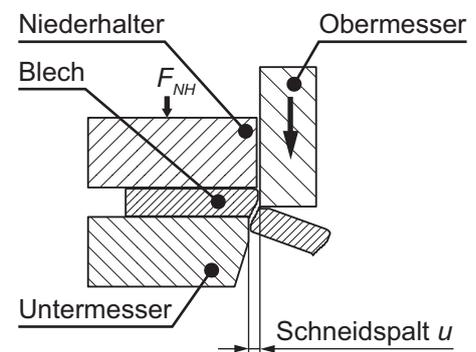


Abbildung 2-3: Schematische Darstellung eines Scherschneidwerkzeugs: a) mit geschlossener Schnittlinie; b) mit offener Schnittlinie (nach DIN 8588; DIN 9869-2)

Des Weiteren ist in obiger Abbildung mit dem Schneidspalt u ein weiteres, zentrales geometrisches Gestaltungsmerkmal eines Scherschneidwerkzeugs dargestellt. Es handelt sich hierbei um den gleichmäßigen Abstand zwischen den Schneidkanten der Werkzeugaktiv-elemente bei eingetauchtem Stempel bzw. Obermesser (VDI 3368). Der Schneidspalt wird oft relativ bezogen auf die Blechdicke angegeben. Beim einhubigen Scherschneiden liegt dieser in Abhängigkeit vom zu schneidenden Blechwerkstoff zwischen 5 % und 15 % der Blechdicke (Hoffmann, Neugebauer und Spur, 2012, S. 681).

Neben dem Schneidspalt stellt auch die geometrische Form der Schneidkanten der Werkzeug-aktivelemente ein wesentliches Gestaltungsmerkmal dar. Meist werden die Werkzeugaktiv-elemente scharf geschliffen und anschließend die Schneidkanten gebrochen. Hierdurch entsteht an der Schneidkante ein kleiner Radius von ca. 15 μm . (Hörmann, 2008, S. 6) In einigen speziellen Anwendungsfällen werden die Schneidkanten gezielt mit einem größeren Radius bzw. einer Fase versehen. Exemplarisch sei hier das Feinschneiden genannt (Fritsch, 2002, S. 74–78).

Die in Abbildung 2-3 dargestellten Scherschneidwerkzeuge sind sowohl an der Stirnseite des Stempels bzw. Obermessers sowie an der Stirnseite der Matrize bzw. des Untermessers eben geschliffen. Dies führt dazu, dass die Schneidkanten von Beginn des Schneidvorgangs an in der vollen Länge der Schnittlinie wirken, was als vollkantiger Schnitt bezeichnet wird. Durch Anschleifen einer Schräge an eines der Werkzeugaktivelemente, so dass eine Schneide entlang der Schnittlinie mit zunehmender Dauer des Schneidvorgangs in das Werkstück eintaucht, kann die maximal auftretende Schneidkraft reduziert werden. Jedoch erhöht sich dadurch der notwendige Pressenhub. Weitere Nachteile dieses Verfahrens sind einerseits das Auftreten von Querkraften, was zu einem seitlichen Abdrängen des Werkzeugaktivelements führen kann, sowie die Deformation des Bauteils bzw. des Abfalls. (Krabbe, 1953, S. 38–39) Dieses Verfahren wird als kreuzender Schnitt bezeichnet. Ferner erfolgt in der Norm noch eine Einteilung der Schneidverfahren nach der Bewegungsrichtung der Werkzeugaktivelemente relativ zur Schneidkante. Ist diese senkrecht hierzu, wird vom drückenden Schnitt gesprochen. Andernfalls handelt es sich um einen ziehenden Schnitt. (DIN 8588)

2.1.2 Verfahrensablauf

Der Scherschneidprozess kann in fünf charakteristische Phasen unterteilt werden. Häufig wird zusätzlich das Aufsetzen des Niederhalters als erste Phase genannt (Doege und Behrens, 2010, S. 368–370; Hoffmann, Neugebauer und Spur, 2012, S. 681–683). Die Beschreibung der einzelnen Phasen erfolgt in der Literatur fast ausnahmslos am Beispiel des drückend, vollkantigen Lochens mit einem Lochdurchmesser größer als die Blechdicke. (Schachtel, 1954, S. 114; Johnson und Slater, 1967, S. 826;844) Im Falle einer sogenannten Kleinlochung, welche vorliegt, wenn der Lochdurchmesser kleiner als die Blechdicke ist, führt die hohe Eigensteifigkeit des Butzens zu einem veränderten Spannungszustand in der Scherzone und beeinflusst somit den Scherschneidvorgang (Reichel und Katz, 1968, S. 24–29). Diese spezielle Verfahrensvariante wird nicht betrachtet. Abbildung 2-4 stellt schematisch den Ablauf eines geschlossenen Schnitts am Beispiel des drückend, vollkantigen Lochens mit Niederhalter dar.

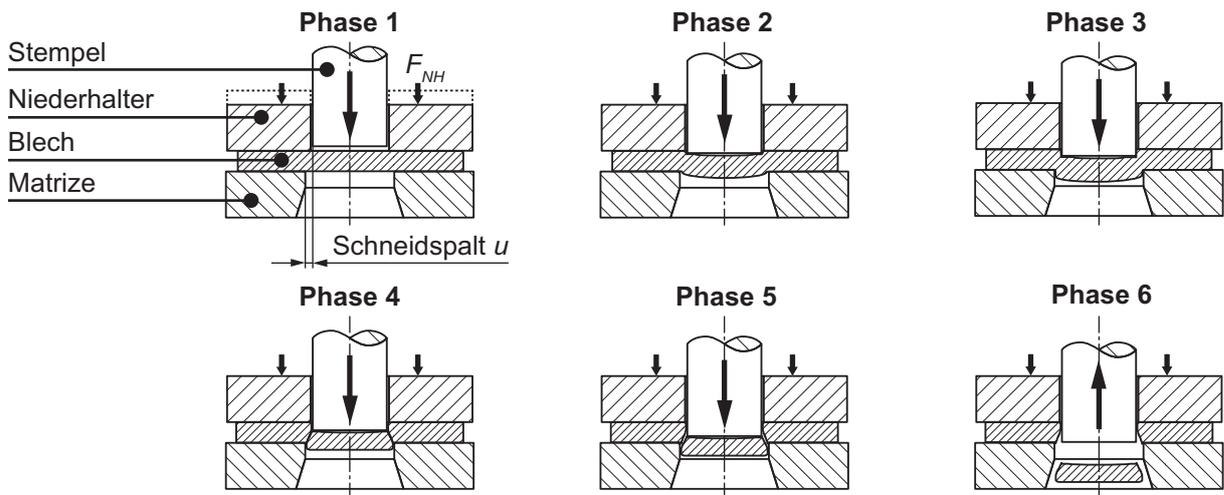


Abbildung 2-4: Phasen eines Scherschneidvorgangs mit geschlossener Schnittlinie am Beispiel des drückend, vollkantigen Lochens (nach Hörmann, 2008, S. 8)

Phase 1 – Aufsetzen des Niederhalters

Zu Beginn des Schneidvorgangs setzt der Niederhalter auf die Blechplatte auf und drückt diese mit der Niederhalterkraft F_{NH} gegen die Matrize. Der Stempel bewegt sich parallel hierzu auf das Blech zu.

Phase 2 – Elastische Verformung des Werkstückwerkstoffs

Die zweite Phase beginnt mit dem Aufsetzen des Stempels auf das Blech. Infolge des schneidspaltabhängigen Hebelarms induzieren die Stempelkraft und die resultierende Gegenkraft gleichen Betrags an der Matrize ein Biegemoment, welches zu einem Abheben des Blechs von den Stirnflächen des Schneidstempels und der Matrize führt. Demzufolge wird der Kontaktbereich zwischen den Werkzeugaktivelementen und dem Blech auf eine schmale ringförmige Zone begrenzt (Bach, 1924, S. 30–32; Timmerbeil, 1957a, S. 232). Durch die Verwendung eines Niederhalters wird die Blechdurchbiegung reduziert (Cammann, 1986, S. 9).

Phase 3 – Plastische Verformung des Werkstückwerkstoffs

Die in Phase 2 beschriebenen Kräfte verursachen im Blech Schubspannungen. Da die Stempelkraft und die resultierende Gegenkraft mit fortschreitendem Eintauchen des Schneidstempels in das Blech infolge der Kaltverfestigung des Blechwerkstoffs weiter ansteigen, nehmen auch die Schubspannungen weiter zu (Johnson und Slater, 1967, S. 826;844; Reichel und Katz, 1968, S. 28). Die größten Schubspannungen treten an den Schneidkanten des Schneidstempels und der Matrize auf (Timmerbeil, 1957a, S. 232–234). Mit Erreichen der Schubfließgrenze beginnt der Blechwerkstoff unter der Stempelstirnfläche in Richtung der Stempelbewegung plastisch zu fließen und es bildet sich zunächst der Kanteneinzug. Diesem folgt bei weiterem Eintauchen des Schneidstempels in das Blech ein Bereich mit einer

sehr glatten Oberfläche, der sogenannten Glattschnittzone (Cammann, 1986, S. 9). Die Werkstoffverformung findet in Abhängigkeit vom Schneidspalt innerhalb eines schmalen Bereichs, der Scherzone, statt (Timmerbeil, 1957a, S. 233–234). Hierbei beeinflussen die Rauigkeit des Blechs und der Werkzeugstirnflächen sowie der Beölungszustand des Blechs maßgeblich den Werkstofffluss in die Scherzone (Kienzle, 1956, S. 262). Des Weiteren bleibt die Durchbiegung des Abfalls erhalten, da sich das in Phase 2 beschriebene Biegemoment nicht ändert (Fugger, 1984, S. 24).

Phase 4 – Rissinitiierung und Werkstofftrennung

Das Formänderungsvermögen des Blechwerkstoffs ist erschöpft, sobald die maximale Schubspannung im Blech die werkstoffabhängige Schubbruchgrenze erreicht. Demzufolge entstehen erste Risse, welche sich ins Werkstoffinnere fortsetzen. Bei geometrisch gleicher Schneidkantengestaltung der Werkzeugaktivelemente bilden sich diese an der Matrizen­seite, da sich in diesem Fall die Zugspannungen aus der Werkstoffstreckung und der Blechdurchbiegung summieren. Die Gesamtbeanspruchung der dem Stempel zugewandten Blechoberseite ist hingegen geringer, da hier die Zugspannungen aufgrund der Werkstoffstreckung durch die Druckbeanspruchung der Blechdurchbiegung teilweise kompensiert werden. (Timmerbeil, 1957a, S. 234–235)

Wie bereits in Abschnitt 2.1.1 erwähnt, werden Werkzeugaktivelemente meist scharf geschliffen und anschließend die Schneidkanten gebrochen, wodurch ein kleiner Radius entsteht. Da an den Schneidkanten die höchsten Druckspannungen vorherrschen, ist auch die Verformungsfähigkeit des Blechwerkstoffs dort am höchsten und der Schneidkantenradius wird während der plastischen Deformation (Phase 3) vom Blechwerkstoff umflossen. Dies bedeutet, dass sich der Blechwerkstoff in diesem Bereich stark verfestigt. Die Anrisse entstehen jedoch an Stellen mit einer geringeren Werkstoffverfestigung, in einem gewissen Abstand zu den Schneidkanten an den Mantelflächen der Werkzeugaktivelemente. Die dadurch am Bauteil und Abfall entstandene Erhöhung wird als Grat bezeichnet. (Kienzle, 1956, S. 263; Buchmann, 1963b, S. 129–130)

Nach der vollständigen Werkstofftrennung erfolgt eine schlagartige Entlastung des Werkzeugs und der Maschine, der sogenannte Schnittschlag. Dies führt zu vertikalen Schwingungen des Schneidstempels, welche den Reibweg zwischen der Stempelmantelfläche und dem Bauteil erhöhen, und somit den Mantelflächenverschleiß verstärken können. (Hirsch, 2012, S. 81; Borchert, 1976, S. 65)

Phase 5 – Ausstoßen des Abfalls

In dieser Phase taucht der Schneidstempel bis zum Erreichen des unteren Umkehrpunkts der Presse weiter in den Blechwerkstoff ein und drückt den Abfall in den Matrizenkanal. Die während der Werkstofftrennung frei werdenden elastischen Spannungen führen zu einer Klemmung zwischen dem Stempel und dem unter dem Niederhalter festgehaltenem Bauteil sowie zwischen dem Abfall und dem Matrizendurchbruch (Iliescu und Neagoe, 1988, S. 40–41).

Phase 6 – Rückhub des Schneidstempels und Abstreifen des Bauteils

Nach Erreichen des unteren Umkehrpunkts der Presse kehrt die Stempelbewegungsrichtung um und das Bauteil wird am Niederhalter abgestreift.

Besonderheiten beim offenen Schnitt

Auch der Scherschneidprozess mit einer offenen Schnittlinie kann in sechs charakteristische Phasen unterteilt werden. In Analogie zum geschlossenen Schnitt sind diese in Abbildung 2-5 am Beispiel des drückend, vollkantigen Abschneidens dargestellt.

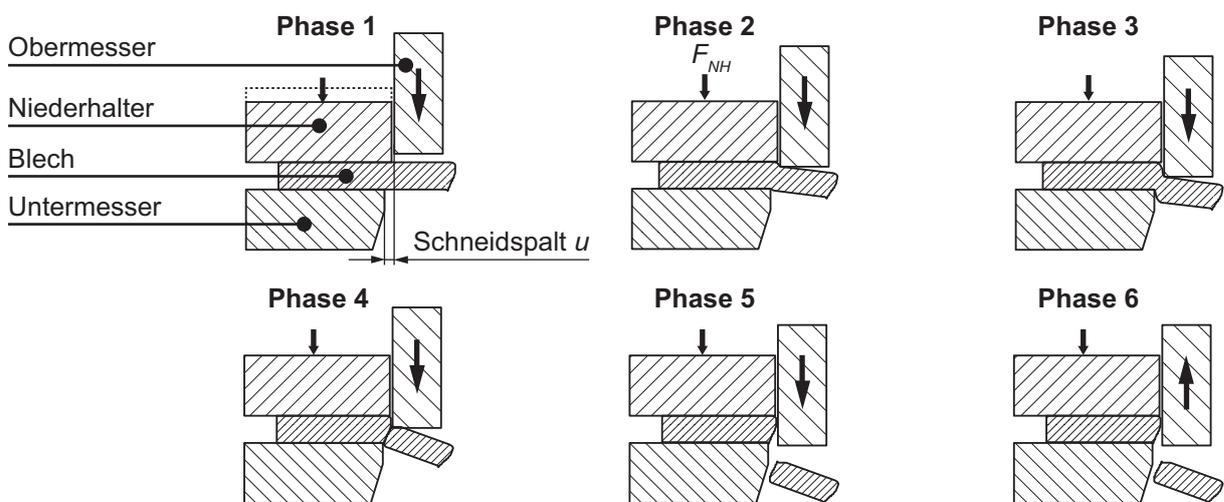


Abbildung 2-5: Phasen eines Scherschneidvorgangs mit offener Schnittlinie am Beispiel des drückend, vollkantigen Abschneidens (nach Bednarz, 2014, S. 5; Volk und Kopp, 2015, S. 24)

Wie beim geschlossenen Schnitt setzt zu Beginn des Schneidvorgangs der Niederhalter auf das Blech auf und drückt dieses mit der Niederhalterkraft F_{NH} gegen das Untermesser (Phase 1). Das Obermesser bewegt sich weiter auf das Blech zu bis es aufsetzt. Im Unterschied zum geschlossenen Schnitt, kann sich beim offenen der Abschnitt mit Auftreffen des Obermessers auf das Blech aufgrund der fehlenden Stützwirkung nach unten biegen (Phase 2). Dies führt zu einer Überlagerung der Zugspannungen aus der Werkstoffstreckung (Phase 3) mit zusätzlichen Biegezugspannungen an der dem Obermesser zugewandten Blechoberseite und Biegedruck-

spannungen an der Blechunterseite. Somit treten die höchsten plastischen Vergleichsdehnungen an der Schneidkante des Obermessers auf, weshalb sich im Unterschied zum geschlossenen Schnitt bei fortschreitendem Eintauchen des Obermessers in den Blechwerkstoff dort erste Anrisse bilden (Phase 4). Dies bestätigen sowohl die Untersuchungen von Hoogen (1999, S. 134–147) als auch die von Erdmann (2004, S. 77–80).

Auch Buchmann (1962, S. 21;102-114) musste feststellen, dass der Scherschneidprozess mit einer offenen Schnittlinie nur bedingt mit dem geschlossenen Schnitt vergleichbar ist. Um Blechwerkstoff einzusparen versuchte er den Werkzeugverschleiß beim Lochen durch einen Abschneidvorgang nachzubilden. Die Ergebnisse wichen stark voneinander ab. Er begründete dies unter anderem mit unterschiedlichen Reibverhältnissen zwischen den Werkzeugaktivelementen und dem Blechwerkstoff. So tritt beispielsweise beim offenen Schnitt nach der vollständigen Werkstofftrennung keine Presspassung zwischen Obermesser und Blech auf, so dass während der Eintauchphase (Phase 5) und im Rückhub (Phase 6) des Obermessers eine geringere Reibarbeit verrichtet werden muss.

2.1.3 Schnittflächenkenngrößen

Neben der geometrischen Maßhaltigkeit des Werkstücks, welche beispielsweise nach DIN 6930-2 bewertet werden kann, stellt die Ausprägung der Schnittfläche ein wesentliches Qualitätsmerkmal schergeschnittener Bauteile dar. Sie weisen in der Regel eine von der idealen Geometrie abweichende Kontur auf. Darüber hinaus bilden sich beim Scherschneiden am Werkstück typische Oberflächenfeinstrukturen und Änderungen der Werkstoffeigenschaften in der Randzone aus. Nach VDI 2906-1 werden all diese Erscheinungen als Schnittflächenkenngrößen bezeichnet. Abbildung 2-6 stellt ausgewählte Schnittflächenkenngrößen für schergeschnittene Werkstücke gemäß VDI 2906-2 dar.

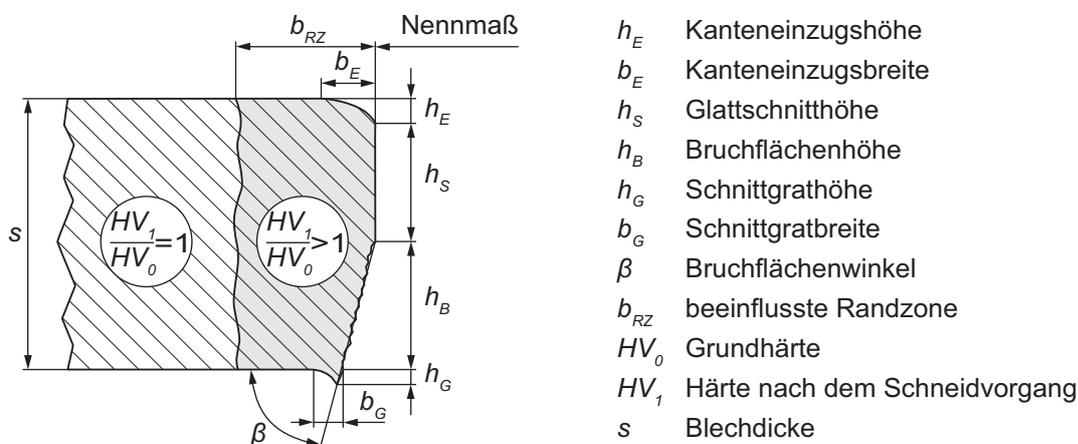


Abbildung 2-6: Ausgewählte Schnittflächenkenngrößen beim Scherschneiden (nach VDI 2906-2)

Bei allen technischen Metallen kann die Schnittfläche in Kanteneinzug, Glattschnitt, Bruch und Schnittgrat bzw. Grat unterteilt werden. Darüber hinaus kommt es infolge der verformungs- und werkstoffabhängigen Kaltverfestigung zu einer Aufhärtung der Schnittfläche in der Randzone.

Entscheidend für die Bewertung der Qualität einer Schnittfläche ist der spätere Einsatzzweck. Stellt die Schnittfläche eine Pass- oder Funktionsfläche dar, wie beispielsweise bei Zahnrädern oder Kettengliedern, wird eine hohe Glattschnitthöhe h_S bzw. eine geringe Bruchflächenhöhe h_B angestrebt. Bei Bauteilen, deren Schnittflächen keine Pass- oder Funktionsflächen darstellen, wird meist eine niedrige Grathöhe h_G angestrebt. Ein großer Grat erhöht beispielsweise das Verletzungsrisiko (Schachtel, 1954, S. 116). Werden Bauteile zum Korrosionsschutz lackiert, ist ein großer Grat ebenfalls nachteilig, da infolge der erhöhten Oberflächenspannung die Lackschicht am scharfkantigen Grat sehr dünn ist (Bednarz, 2014, S. 11–12). Hoogen (1999, S. 15) definiert allgemein eine „hohe Schnittflächenqualität durch eine geringe Kanteneinzugs- höhe h_E , Kanteneinzugsbreite b_E , Bruchflächenhöhe h_B , Schnittgrathöhe h_G , Schnittgrat- breite b_G und eine große Glattschnitthöhe h_S “. Außerdem soll der „optimale Bruchflächen- winkel β “ 90° betragen (Hoogen, 1999, S. 15).

2.1.4 Prozesskräfte und Schneidarbeit

Die bedarfsgerechte Auslegung von Schneidwerkzeugen erfordert eine genaue Kenntnis der beim Schneiden auftretenden Kräfte. Darüber hinaus stellen die Prozesskräfte zusammen mit der zum Schneiden notwendigen Arbeit die Grundlage für die Auswahl der Werkzeugmaschine dar. (Züнкler und Bokelmann, 1977, S. 182) Der für einen Scherschneidvorgang charakteristische Verlauf der Schneidkraft kann sowohl als Funktion der Zeit als auch als Funktion des Stößelwegs beschrieben werden. In der Praxis wird dieser meist in Abhängigkeit des Stößelwegs dargestellt, da hierdurch ein direkter Vergleich mit den erzielten Schnittflächen- kenngrößen (siehe Abschnitt 2.1.3) möglich ist. (Timmerbeil, 1957a, S. 236; Schübler, 1990, S. 9)

Die in Abschnitt 2.1.2 beschriebenen Unterschiede im Verfahrensablauf beim Scherschneiden mit geschlossener und offener Schnittlinie spiegeln sich auch im Schneidkraft-Stößelweg- Verlauf wider. In Abbildung 2-7 sind exemplarische Schneidkraft-Stößelweg-Verläufe für den geschlossenen Schnitt am Beispiel des drückend, vollkantigen Lochens und für den offenen Schnitt am Beispiel des drückend, vollkantigen Abschneidens bei idealen Schneidbedingungen dargestellt. Unter idealen Schneidbedingungen sollen in diesem Fall scharfkantige Werkzeug- aktivelemente und maximal steife Scherschneidwerkzeuge verstanden werden, so dass Schneidspaltveränderungen, vor allem während des asymmetrischen offenen Schnitts, vernachlässigbar sind.

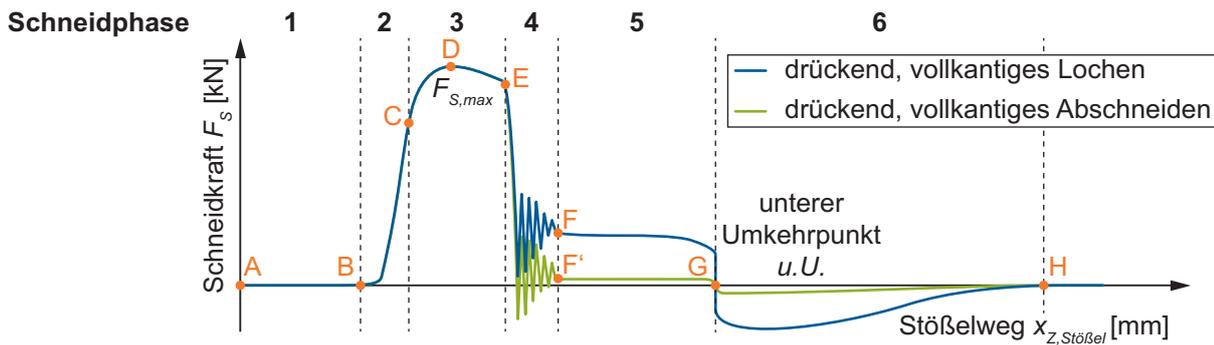


Abbildung 2-7: Exemplarischer Schweißkraft-Stößelweg-Verlauf für den geschlossenen und offenen Schnitt (nach Johnson und Slater, 1967, S. 844; Schmidt, 2007, S. 156; Volk und Kopp, 2015, S. 54)

Sowohl beim geschlossenen als auch beim offenen Schnitt setzt zunächst der Niederhalter auf das Blech auf (Punkt A). Bis zum Auftreffen des Schneidstempels bzw. Obermessers auf das Blech (Punkt B) ist die Schweißkraft 0. Zwischen den Punkten B und C steigt die Schweißkraft steil an. Während dieser Schneidphase werden sowohl das Blech als auch sämtliche im Kraftfluss befindlichen Werkzeug- und Maschinenkomponenten elastisch verformt (Zücker und Bokelmann, 1977, S. 185). Mit Erreichen der Schubfließgrenze (Punkt C) beginnt der Blechwerkstoff zu fließen. Aufgrund der fortschreitenden Verformung und der damit einhergehenden Kaltverfestigung des Blechwerkstoffs steigt die Schweißkraft weiter an. Zusätzlich beeinflusst in dieser Phase ein weiterer Effekt die Schweißkraft. Mit zunehmendem Eintauchen des Schneidstempels bzw. Obermessers in das Blech nimmt der Momentanquerschnitt zwischen den Schneidkanten der Schneidaktivelemente ab, was eine Abnahme der Schweißkraft zur Folge hat. In Summe ergeben diese beiden Effekte einen degressiven Schweißkraft-Stößelweg-Verlauf bis zum Erreichen des Schweißkraftmaximums $F_{s,max}$ (Punkt D). Bis zu diesem Zeitpunkt dominiert der Effekt der Kaltverfestigung. Anschließend überwiegt der Effekt der Querschnittsabnahme, was sich in einem Abfall der Schweißkraft bemerkbar macht (Johnson und Slater, 1967, S. 826;844). Nach Überschreiten des werkstoffspezifischen Formänderungsvermögens des Blechwerkstoffs mit zunehmenden Schneidhub bilden sich erste Risse und der Blechwerkstoff wird getrennt (Punkt E). Die Schweißkraft fällt steil ab (Timmerbeil, 1957a, S. 234–237) und die gesamte im Werkzeug-Maschine-System gespeicherte elastische potentielle Energie wird schlagartig freigesetzt (Hirsch, 2012, S. 81). Im Schweißkraftverlauf ist eine Schwingungsüberlagerung sichtbar (Punkte E – F/F'). Anschließend unterscheiden sich die Schweißkraft-Stößelweg-Verläufe des geschlossenen und offenen Schnitts. Im Falle des Lochens muss zum Ausstoßen des Abfalls bis zum Erreichen des unteren Umkehrpunkts (Punkt G) aufgrund der Reibung zwischen Schneidstempelmantelfläche und Lochwandung sowie zwischen Abfall und Matrizenkanal eine Kraft aufgebracht werden (Iliescu und Neagoe, 1988, S. 40–43), welche größer ist als beim Abschneiden. Hier

kann der Abfall frei nach unten fallen, so dass in dieser Phase nur die Reibarbeit zwischen dem Bauteil und der Obermessermantelfläche verrichtet werden muss. Diese ist zudem im Vergleich zum geschlossenen Schnitt deutlich geringer, da es beim Abschneiden zu keinem Klemmen zwischen dem Bauteil und dem Obermesser kommt (siehe Abschnitt 2.1.2). Während des Rückhubs des Obermessers (Punkte G – H) ist die Reibkomponente als negative Kraft im Schneidkraft-Stößelweg-Verlauf sichtbar. Beim geschlossenen Schnitt sind diese Rückzugskräfte deutlich größer. In Abhängigkeit vom Rückfederungsverhalten des Bauteils und den Reibungsverhältnissen zwischen Schneidstempelmantelfläche und der Lochwandung ergibt sich hier eine Rückzugskraft, welche bis zu 35 % der Schneidkraft betragen kann (Dies, 1956, S. 202–203). An Punkt H erreicht die Schneidkante des Schneidstempels bzw. Obermessers den Bereich des Kanteneinzugs. Es besteht demzufolge kein Kontakt zwischen der Mantelfläche des Werkzeugaktivelements und dem Bauteil. Folglich ist die Schneidkraft 0.

Um den Schneidvorgang detailliert analysieren zu können, müssen neben dem Schneidkraft-Stößelweg-Verlauf auch die einzelnen in der Scherzone wirkenden Kraftkomponenten betrachtet werden. Die Mechanik des Schneidvorgangs bei geschlossener und offener Schnittlinie ist hierbei sehr ähnlich (Lange, 1990, S. 116). Abbildung 2-8 stellt schematisch die auf das Blech wirkenden Kräfte und Momente bei einem ideal steifen und unbewegten Werkzeug am Beispiel des Lochens dar.

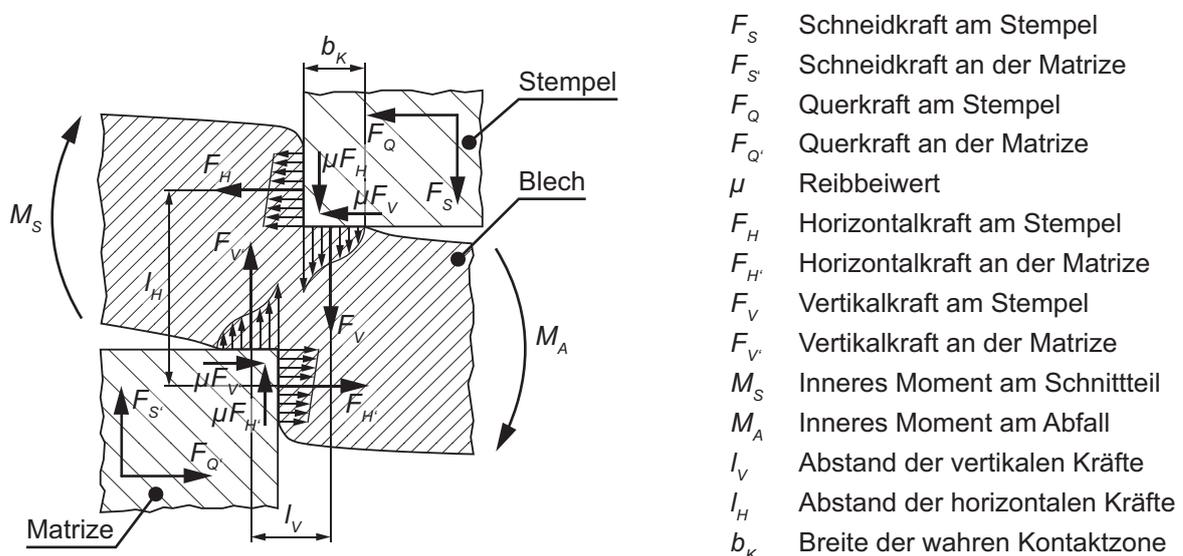


Abbildung 2-8: Auf das Blech wirkende Kräfte und Momente bei einem ideal steifen und unbewegten Werkzeug (nicht maßstabsgetreu) (nach Romanowski, 1979, S. 15; Lange, 1990, S. 117; Kienzle und Jordan, 1954, S. 217)

Die von der Werkzeugmaschine aufgebrachte Schneidkraft F_S erzeugt eine entgegengesetzt wirkende Reaktionskraft $F_{S'}$. Die Übertragung dieser Kräfte auf das Blech erfolgt über die Werkzeugaktivelemente. Wie bereits in Abschnitt 2.1.2 erläutert, erzeugen die beiden

vertikalen Kraftkomponenten F_V und $F_{V'}$ der Schneidkraft aufgrund des scheidspaltabhängigen Hebels l_V ein Moment (M_S am Schnittteil und M_A am Abfall), welches zur Durchbiegung bzw. zum Kippen des Blechs führt. Folglich wird der Kontaktbereich zwischen den Stirnflächen der Werkzeugaktivelemente und dem Blech auf eine schmale Kontaktzone b_K begrenzt. (Bach, 1924, S. 30–32; Timmerbeil, 1957a, S. 232; Yamasaki und Ozaki, 1991, S. 536) Als weitere Konsequenz der Durchbiegung bzw. der Blechkipfung entstehen an den Mantelflächen der Werkzeugaktivelemente die horizontalen Kraftkomponenten F_H und $F_{H'}$ (Romanowski, 1959, S. 33). In Kombination mit dem Hebelarm der horizontalen Kräfte l_H erzeugen diese Kraftkomponenten somit ein dem aus den vertikalen Kraftkomponenten resultierenden Moment entgegen gerichtetes Moment (Kienzle und Jordan, 1954, S. 217). Zusätzlich wirken aufgrund der Relativbewegung zwischen den Werkzeugaktivelementen und dem Blech sowohl in horizontaler als auch vertikaler Richtung Reibkräfte. Diese lassen sich nach Coulomb als Produkt aus dem Reibbeiwert μ und der jeweiligen Normalkraftkomponente bestimmen. (Popov, 2009, S. 132–133; Lange, 1990, S. 116–117)

Bestimmung der Schneidkraft

Zur Abschätzung der maximalen Schneidkraft $F_{S,max}$ wird in der Praxis sowohl für den geschlossenen als auch offenen Schnitt nachfolgende Formel angewandt (Kolbe und Hellwig, 2015, S. 28):

$$F_{S,max} = l_S \cdot s \cdot k_S$$

Formel 2-1

| | | |
|-----|-------------|--------------------------------|
| mit | $F_{S,max}$ | maximale Schneidkraft [N] |
| | l_S | Länge der Schnittlinie [mm] |
| | s | Blechdicke [mm] |
| | k_S | spezifische Schneidkraft [MPa] |

Bei der spezifischen Schneidkraft k_S , welche in der Literatur auch als Schneidwiderstand (Hoffmann, Neugebauer und Spur, 2012, S. 685) oder Scherfestigkeit (Doege und Behrens, 2010, S. 371) bezeichnet wird, handelt es sich um einen empirischen Faktor. Sie wird hauptsächlich von der Zugfestigkeit R_m des zu schneidenden Blechwerkstoffs bestimmt und kann in Abhängigkeit von dessen Umformbarkeit Werte vom 0,6fachen bis zum 0,95fachen der Zugfestigkeit annehmen (Doege und Behrens, 2010, S. 371). Des Weiteren zeigen die Untersuchungen von Zücker (1985, S. 102–103), dass die spezifische Schneidkraft von einer Vielzahl weiterer Faktoren beeinflusst wird. Exemplarisch seien hier der Schneidspalt und die Blechdicke genannt. Auch die Form der Schnittlinie, also ob es sich um einen geschlossenen oder offenen Schnitt handelt, beeinflusst die Höhe der spezifischen Schneidkraft. Aufgrund der in der Scherzone überlagerten Biegespannungen beim offenen Schnitt (siehe Abschnitt 2.1.2)

sind die zum Trennen notwendigen Kräfte im Vergleich zum geschlossenen Schnitt meist geringer. Dies bestätigen auch die Ergebnisse von Buchmann (1962, S. 112–113).

Bestimmung der Querkraft

Im Unterscheid zur Schneidkraft wurden die prozessbedingten Querkräfte bis dato nur unzureichend untersucht. Demzufolge kann derzeit weder der Querkraftverlauf detailliert beschrieben noch das Querkraftmaximum $F_{Q,max}$ beispielsweise mit Hilfe einer Näherungsformel abgeschätzt werden.

Insbesondere beim Scherschneiden mit offener Schnittlinie ist die Kenntnis des Querkraftverlaufs und der maximalen Querkraft jedoch essentiell für die Auslegung des Schneidwerkzeugs. Während sich die Querkräfte beim Lochen und Ausschneiden gegenseitig aufheben (Timmerbeil, 1957a, S. 236), bewirken diese beim asymmetrischen offenen Schnitt eine Veränderung des Schneidspalts und beeinflussen damit indirekt den Scherschneidprozess (Crasemann, 1959, S. 71). In der Literatur werden meist Richtwerte für die maximale Querkraft angegeben. Diese variieren von 2 % bis 20 % der maximalen Schneidkraft (Lange, 1990, S. 122).

In einigen wissenschaftlichen Arbeiten zum offenen Schnitt wurden die Querkräfte auch messtechnisch erfasst, was jedoch eine besondere Herausforderung darstellt. Häufig führte die Sensorintegration zu einer unerwünschten Reduzierung der Werkzeugsteifigkeit vor allem in Querrichtung. Demzufolge veränderte sich der Schneidspalt während des Scherschneidprozesses stärker, was jedoch das Messergebnis beeinflusste. Nach Kienzle und Jordan (1954, S. 217) stellt der Schneidspalt neben dem Blechwerkstoff und der Blechdicke einen der Haupteinflussfaktoren auf die Querkräfte dar.

Mackensen et al. (2010, S. 284) verwendeten zur Messung der Querkräfte beispielsweise einen sogenannten Dynamometeraufbau am Obermesser, wie er unter anderem bei der Schnittkraftmessung von Zerspanungsprozessen zum Einsatz kommt. Die Querkraft wird bei diesem Konzept nur aufgrund von Haftreibung an den Oberflächen der Kraftsensoren gemessen. Um das Messergebnis nicht zu verfälschen, konnte hier keine Führung des Obermessers realisiert werden, was jedoch die Quersteifigkeit des Scherschneidwerkzeugs herabsetzte (siehe Abschnitt 2.3). Ihre Messungen der maximal auftretenden Querkräfte beim Scherschneiden von höchstfesten Blechwerkstoffen im offenen Schnitt ergaben Werte von über 50 % der maximalen Schneidkraft und lagen damit deutlich über den bisher in der Literatur angegebenen Richtwerten von 2 % bis 20 %.

Doege und Liesener (1999, S. 18–39) maßen die resultierende Querkraft am Untermesser. Hierfür wurde dieses schwimmend gelagert und im Krafthauptschluss ein piezoelektrischer

Kraftsensor integriert. Auch bei diesem Konzept ist das Obermesser nicht geführt und auskragend, was ebenfalls die Quersteifigkeit deutlich herabsetzt. Sie ermittelten bei ebener Blechlage für den mikrolegierten Stahlwerkstoff ZStE 340 eine maximale Querkraft von 20 %.

Untersuchungen zum Verlauf der Querkraft beim offenen Schnitt wurden unter anderem von Yamasaki und Ozaki (1991, S. 537) durchgeführt. Sie stellten fest, dass die Querkräfte während eines Schneidhubs aufgrund der spezifischen Reibverhältnisse zwischen den Werkzeugaktiv-elementen und dem Blech (siehe Abbildung 2-8) sowohl im Zug- als auch im Druckbereich liegen können. Dies konnten auch Kienzle und Jordan (1954, S. 219) beim Scherschneiden mit geschlossener Schnittlinie beobachten.

Bestimmung der Schneidarbeit

Wie bereits erwähnt, stellt die Schneidarbeit W_S neben der Schneidkraft eine wichtige Kenngröße bei der Auswahl der Werkzeugmaschine dar. Sie entspricht der unter der Schneidkraft-Stößelweg-Kurve (siehe Abbildung 2-7) eingeschlossenen Fläche (Lueg und Rossié, 1955, S. 661). Näherungsweise kann Sie mit folgender Formel berechnet werden (Hoffmann, Neugebauer und Spur, 2012, S. 689):

$$W_S = a \cdot F_{S,max} \cdot s$$

Formel 2-2

| | | |
|-----|-------------|---------------------------|
| mit | W_S | Schneidarbeit [Nm] |
| | a | Beiwert [-] |
| | $F_{S,max}$ | maximale Schneidkraft [N] |
| | s | Blechdicke [mm] |

Der Beiwert a stellt hierbei einen Korrekturfaktor dar. Er berücksichtigt Einflussgrößen wie beispielsweise die Eigenschaften des Blechwerkstoffs, den Schneidspalt und die Blechdicke. Ein typischer Wert für den Beiwert ist 0,4 für spröde Blechwerkstoffe, bei einem großen Schneidspalt und einer großen Blechdicke. Bei gut kaltumformbaren Werkstoffgüten, kleinem Schneidspalt und geringer Blechdicke liegt dieser im Bereich von 0,7. (Hoffmann, Neugebauer und Spur, 2012, S. 689)

2.2 Verschleiß und Werkzeugversagen

Nach GFT Arbeitsblatt 7 wird unter Verschleiß „der fortschreitende Materialverlust aus der Oberfläche eines festen Körpers, hervorgerufen durch mechanische Ursachen, d. h. Kontakt und Relativbewegung eines festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörpers“ verstanden. Zur Analyse eines Verschleißvorgangs muss das tribologische System betrachtet werden. Dessen Eingangsgrößen sind sogenannte tribologische Beanspruchungen, wie beispielsweise die Schneidkraft und deren zeitlicher Verlauf oder die Temperatur in der Scherzone. Als „Struktur

des Tribosystems“ werden alle am Verschleißvorgang beteiligten Elemente sowie deren tribologischen Eigenschaften und Wechselwirkungen bezeichnet. Beim Scherschneiden sind dies die Werkzeugaktivelemente, der Niederhalter, das Blech, der Schmierstoff sowie die Atmosphäre (Cammann, 1986, S. 19). Ferner stellen Reibungs- und Verschleißkenngrößen die Ausgangsgrößen des tribologischen Systems dar. (GFT Arbeitsblatt 7)

2.2.1 Verschleißmechanismen

Die zum Verschleiß der Werkzeugaktivelemente beim Scherschneiden führenden Mechanismen sind Abrasion, Adhäsion, Oberflächenzerrüttung und tribochemische Reaktion (Zum Gahr, 1983, S. 66). Abbildung 2-9 stellt diese schematisch dar. Sie können einzeln oder als Mischform auftreten (Hirsch, 2012, S. 10).

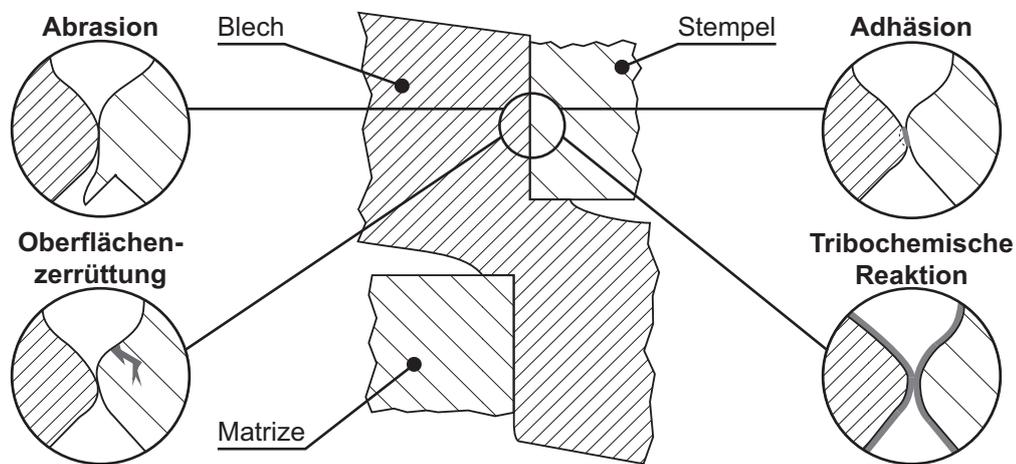


Abbildung 2-9: Verschleißmechanismen beim Scherschneiden (nach Czichos und Habig, 2010, S. 118; Klocke und König, 2006, S. 142; Volk und Kopp, 2015, S. 28)

Abrasion

Unter Abrasion wird das Eindringen von Rauheitsspitzen harter Festkörper, harter Abrasivstoffe oder abgetrennter verfestigter Verschleißpartikel in weiche Festkörper bei gegenseitigem Kontakt verstanden (Sommer, Heinz und Schöfer, 2010, S. 18). Folglich stellt der Härteunterschied der Kontaktpartner eine wesentliche Kenngröße zur Beurteilung des abrasiven Verschleißverhaltens dar (Cammann, 1986, S. 27). Da beim Scherschneiden die Werkzeugaktivelemente im Allgemeinen wesentlich härter sind als der zu trennende Blechwerkstoff, dürfte diese Verschleißform hier nicht auftreten. Der trotzdem zu beobachtende, zum Teil erhebliche Abrasivverschleiß beim Scherschneiden ist auf harte Partikel in der Reibkontaktzone zwischen den Werkzeugaktivelementen und dem Blech zurückzuführen. Dies können beispielsweise im Blechwerkstoff enthaltene Hartphasen, wie die Karbide der Legierungselemente, intermetallische Phasen oder Oxide sein. Darüber hinaus vermögen auch Verunreinigungen auf der Oberfläche der Kontaktpartner abrasiven Verschleiß

hervorzurufen. An den Werkzeugaktivelementen sind als Folge des abrasiven Verschleißes kleine Furchen und Materialverlust in Form von Verschleißpartikeln feststellbar. (Klocke und König, 2006, S. 142–144)

Adhäsion

Da technische Oberflächen nie ideal glatt sind, ist die reale Kontaktfläche zwischen zwei sich kontaktierenden Körpern abhängig von der Anzahl an Mikrokontakten (Czichos und Habig, 2010, S. 38). Diese Mikrokontakte werden bei einer Normal- und Schubbeanspruchung, wie sie beispielsweise beim Scherschneiden auftritt, elastisch sowie plastisch verformt, was wiederum zur Zerstörung von Adsorptions- und Reaktionsschichten führt. In den daraus resultierenden metallisch blanken Kontaktbereichen können sich atomare Bindungen bilden, was als Adhäsion bezeichnet wird. (Sommer, Heinz und Schöfer, 2010, S. 16)

Die gebildeten adhäsiven Grenzflächenbindungen können sogar stärker sein als die inneren kohäsiven Bindungen. In diesem Fall kommt es bei einer überlagerten Relativbewegung zwischen den beiden sich kontaktierenden Körpern zu einem Materialübertrag vom kohäsiv schwächer zum kohäsiv stärker gebundenen Körper. Dieser Vorgang wird auch Adhäsionsverschleiß genannt. (Buckley, 1981, S. 245) Bei weiterer Belastung der beiden Kontaktpartner werden die anhaftenden Teilchen besonders stark belastet und auf Dauer abgetrennt. Dies wiederum kann, wie bereits erwähnt, zu einem beträchtlichen abrasiven Verschleiß führen, da die abgetrennten Partikel aufgrund der hohen Verformung sehr stark verfestigt sind. (de Gee, 1982, S. 78–80)

Oberflächenzerrüttung

Oberflächenzerrüttung entsteht durch eine periodische thermische oder mechanische Wechselbeanspruchung oberhalb der Dauerfestigkeit zweier Kontaktpartner. Dieser Mechanismus ist vergleichbar mit der Ermüdung und dem Bruch massiver Bauteile und ist abhängig von der Belastungsamplitude und der Anzahl an Lastzyklen. In der Literatur wird zwischen der Kurzzeit- und der Langzeitermüdung unterschieden. Bei der Kurzzeitermüdung liegen die Belastungsamplituden auf dem Niveau der Zugfestigkeit der Kontaktpartner. (Doege und Behrens, 2010, S. 417; Klocke und König, 2006, S. 146) In diesem Fall kann beispielsweise bei Scherschneidwerkzeugen bereits mit dem ersten Hub ein Bruch oder Ausbruch der Schneidkanten beobachtet werden (Panico, 2012, S. 20–22; Czichos und Habig, 2010, S. 119). Die Langzeitermüdung hingegen tritt auch bei einer makroskopisch elastischen Belastung auf, unter der Voraussetzung, dass im Mikrobereich Versetzungen aktiviert werden. Diese stauen sich an Hindernissen auf, wodurch das weitere Energieaufnahmevermögen der Kontaktpartner begrenzt wird. Als Folge bilden sich erste Anrisse, welche mit zunehmender Zyklanzahl

wachsen und schließlich ebenfalls zum Bruch oder Ausbruch der Schneidkante führen. (Sommer, Heinz und Schöfer, 2010, S. 20)

Der Ort der Rissinitiierung ist hierbei abhängig von der Lage des Spannungsmaximums (Sommer, Heinz und Schöfer, 2010, S. 20). Beim Scherschneiden mit offener Schnittlinie befindet sich dies immer im Inneren des Werkzeugwerkstoffs und nicht direkt an der Oberfläche, wie die Untersuchungen von Nothhaft (2014, S. 70–76) zeigen. Mit Auftreffen des Obermessers treten diese an den Stirnflächen der Werkzeugaktivelemente auf und wandern mit zunehmender Eintauchtiefe hin zu den Mantelflächen. Vor allem an der Mantelfläche des Untermessers beobachtete Nothhaft (2014, S. 104–106) gehäuft Ausbrüche. Dies begründete sie mit der Biegung des Abschnitts (siehe Abschnitt 2.1.2), der mit zunehmender Eintauchtiefe verstärkt gegen die Mantelfläche gedrückt wird.

Tribochemische Reaktion

Dieser Verschleißmechanismus basiert auf chemischen Reaktionen zwischen Festkörper und Umgebungsmedium, wie beispielsweise dem Schmierstoff oder der Atmosphäre. Ausgelöst werden die chemischen Reaktionen durch eine tribologische Beanspruchung der Festkörper. Exemplarisch sei hier die Reibung zwischen den Werkzeugaktivelementen und dem Blechwerkstoff genannt. Dadurch wird Reibenergie in die Oberflächenbereiche der Kontaktpartner eingebracht, was zu einer Temperaturerhöhung führt. Dies begünstigt wiederum tribochemische Reaktionen. Als Folge entstehen an der Oberfläche der Kontaktpartner Reaktionsschichten, wie beispielsweise Oxidschichten, welche wiederum das Verschleißverhalten beeinflussen können. (Doege und Behrens, 2010, S. 416; Sommer, Heinz und Schöfer, 2010, S. 21–23; Czichos und Habig, 2010, S. 127–129)

2.2.2 Verschleißformen

An den Werkzeugaktivelementen von Scherschneidwerkzeugen können vier charakteristische Verschleißformen einzeln oder als Mischform auftreten. Dies sind der Kantenverschleiß, der Mantelflächenverschleiß, der Stirnflächen- oder Schrägverschleiß und der Kolkverschleiß. (Kienzle und Buchmann, 1963, S. 443; Klocke und König, 2006, S. 459; Kienzle, 1957, S. 33–35) Abbildung 2-10 stellt die Verschleißformen am Beispiel runder Schneidstempel schematisch dar.

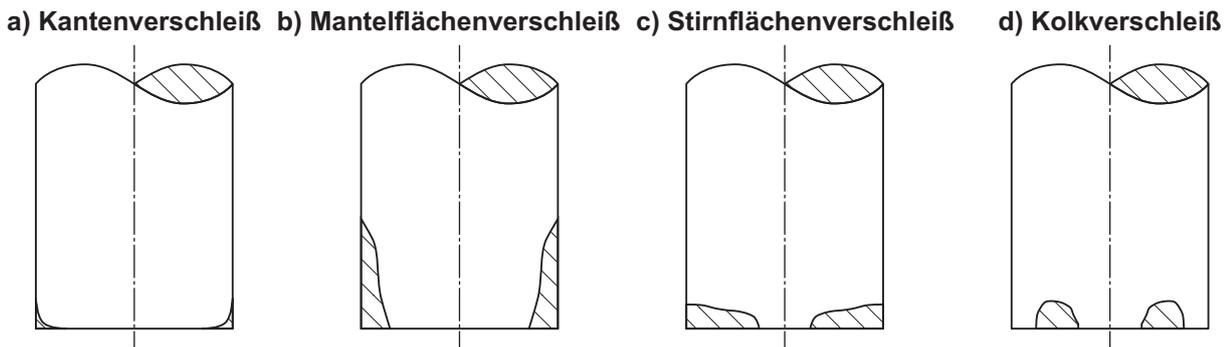


Abbildung 2-10: Schematische Darstellung der Verschleißformen an Werkzeugaktivelementen: a) Kantenverschleiß; b) Mantelflächenverschleiß; c) Stirnflächenverschleiß; d) Kolkverschleiß (nach Klocke und König, 2006, S. 459; Kienzle, 1957, S. 33–35)

Der Kantenverschleiß bezieht sich nur auf die Schneidkanten der Werkzeugaktivelemente. Er ist gekennzeichnet durch ein Abrunden der scharfkantigen Schneide. (Kienzle, 1957, S. 33) Diese Verschleißform tritt sowohl im geschlossenen als auch offenen Schnitt auf.

Mantelflächenverschleiß hingegen kann vorwiegend beim geschlossenen Schnitt beobachtet werden (Buchmann, 1962, S. 104). Er wird verursacht durch die bereits in Abschnitt 2.1.2 am Beispiel des Lochens beschriebene Reibung zwischen dem Schneidstempel und dem Bauteil sowie zwischen dem Abfall und dem Matrizendurchbruch während des Ausstoßens des Abfalls sowie beim Stempelrückhub (Crasemann, 1960, S. 27–28). Ein hoher Schnittschlag nach der vollständigen Werkstofftrennung wirkt dabei verstärkend auf den Mantelflächenverschleiß (siehe Abschnitt 2.1.2). Die Untersuchungen von Borchert (1976, S. 65) und Hirsch (2012, S. 97–99) haben gezeigt, dass durch schwingungsdämpfende Maßnahmen diese Verschleißform deutlich reduziert werden kann.

Der Stirnflächen- oder Schrägverschleiß entsteht durch die Relativbewegung zwischen den Stirnflächen der Werkzeugaktivelemente und dem Blechwerkstoff in Kombination mit der hohen lokalen Flächenpressung. In der Literatur wird diese Verschleißform auch Gleitverschleiß genannt. (Kienzle, 1957, S. 33–34) Buchmann (1962, S. 102–107) konnte in seinen Untersuchungen beim offenen Schnitt einen größeren Stirnflächenverschleiß feststellen als beim geschlossenen, da beim Scherschneiden mit geschlossener Schnittlinie die Werkstoffgleitung aufgrund der geometrisch bedingten überlagerten Tangentialspannung behindert wird. Des Weiteren zeigen seine Ergebnisse, dass beim offenen Schnitt der Stirnflächenverschleiß am Obermesser größer ist als am Untermesser, da hier der Blechwerkstoff nahezu ungehindert vom Abschnitt in die Scherzone nachfließen kann.

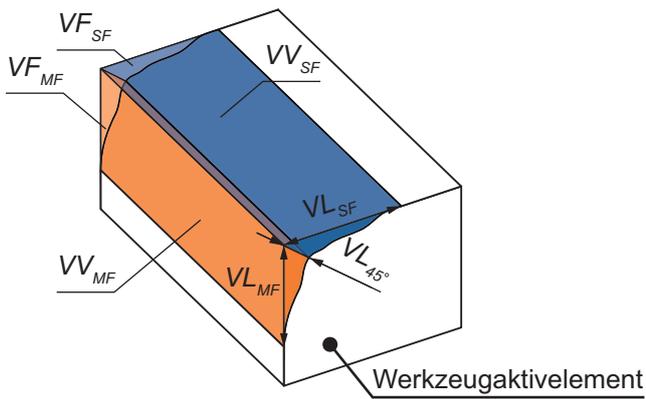
In einem gewissen Abstand zur Schneidkante kann an der Stirnfläche der Werkzeugaktivelemente eine weitere Verschleißform auftreten, der Kolkverschleiß. Ursache für diese

Verschleißform ist wie beim Stirnflächenverschleiß die Relativbewegung zwischen dem Werkzeugaktivelement und dem Blech in Kombination mit der hohen lokalen Flächenpressung. Dies führt an einzelnen Berührungspunkten zu einer starken Temperaturerhöhung, so dass lokal der Werkzeugwerkstoff aufgeschmolzen werden kann. Die gleichzeitige Relativbewegung initiiert wiederum Mikrozerspannungsvorgänge, welche zu großflächigen Ausbrüchen an der Stirnfläche führen können. (Toussaint, 2000, S. 12–13)

2.2.3 Verschleißkenngrößen

Verschleißkenngrößen gliedern sich nach GFT Arbeitsblatt 7 in die Verschleißerscheinungsform, wie beispielsweise Furchen bei abrasivem Verschleiß, und in Verschleißmessgrößen. Bei den Verschleißmessgrößen wird zwischen direkten und indirekten Verschleißmessgrößen unterschieden. Direkte Verschleißmessgrößen beschreiben die Gestalt- bzw. Masseänderung des verschleißenden Körpers. Sie können beispielsweise lineare, planimetrische, volumetrische oder massenmäßige Größen sein. Im Gegensatz hierzu wird bei indirekten Verschleißmessgrößen nicht die Gestalt- oder Masseänderung messtechnisch erfasst, sondern die Dauer oder der Durchsatz bis das verschleißende Bauteil nicht mehr funktionsfähig ist. (GFT Arbeitsblatt 7)

Zur Verschleißdokumentation von Werkzeugaktivelementen werden in der Regel direkte Verschleißmessgrößen herangezogen. Lineare Verschleißmessgrößen sind hier die 45° -Verschleißlänge VL_{45° , die Mantelflächen-Verschleißlänge VL_{MF} sowie die Stirnflächen-Verschleißlänge VL_{SF} . Planimetrische Verschleißmessgrößen am Werkzeugaktivelement stellen die Verschleißflächen an der Mantel- (VF_{MF}) und Stirnfläche (VF_{SF}) dar. (Klocke und König, 2006, S. 458; Doege und Behrens, 2010, S. 369–370) Durch Integration der Verschleißflächen über die Schneidkantenlänge kann darüber hinaus auch eine Aussage über das Verschleißvolumen an Mantel- (VV_{MF}) und Stirnfläche (VV_{SF}) getroffen werden (Buchmann, 1963b, S. 132; Nothhaft, 2014, S. 22). Die genannten Verschleißmessgrößen an Werkzeugaktivelementen fasst Abbildung 2-11 zusammen.



Lineare Verschleißmessgrößen

- VL_{45° 45°-Verschleißlänge
- VL_{MF} Mantelflächen-Verschleißlänge
- VL_{SF} Stirnflächen-Verschleißlänge

Planimetrische Verschleißmessgrößen

- VF_{MF} Mantelflächen-Verschleißfläche
- VF_{SF} Stirnflächen-Verschleißfläche

Volumetrische Verschleißmessgrößen

- VV_{MF} Mantelflächen-Verschleißvolumen
- VV_{SF} Stirnflächen-Verschleißvolumen

Abbildung 2-11: Direkte Verschleißmessgrößen am Werkzeugaktivelement (nach Nothhaft, 2014, S. 22; Volk und Kopp, 2015, S. 31)

Neben den genannten direkten Verschleißmessgrößen am Werkzeugaktivelement wird in der Literatur zusätzlich auch die Grathöhe des Bauteils als Verschleißmessgröße herangezogen, da diese maßgeblich vom Verschleißzustand der Werkzeugaktivelemente beeinflusst wird (Peter und Neider, 1964, S. 570; Veenstra und Ramaekers, 1978, S. 157). Nach Kienzle (1957, S. 66) ist dieses Vorgehen notwendig, da in der Praxis die zulässige Grathöhe häufig „die entscheidende Grenze der Standmenge“ darstellt. Dass es bei der Bewertung des Werkzeugverschleißes notwendig ist, die Grathöhe mit zu betrachten, bestätigen zudem die Untersuchungen von Buchmann (1963b, S. 130–131), der trotz gleichem Verschleißvolumens unterschiedliche Grathöhen in Abhängigkeit von der Verschleißform messen konnte.

Zur Darstellung des Verschleißfortschritts werden die Verschleißmessgrößen meist über die Anzahl geschnittener Teile aufgetragen (Buchmann, 1963a, S. 561–565; Kienzle und Buchmann, 1963, S. 444–449). Die sich dabei ergebende charakteristische Verschleißkurve (Abbildung 2-12) kann in drei Kurvenabschnitte unterteilt werden. Dies sind die Einlaufphase, der Beharrungszustand sowie der Ausfall. (Habig, 1980, S. 51)

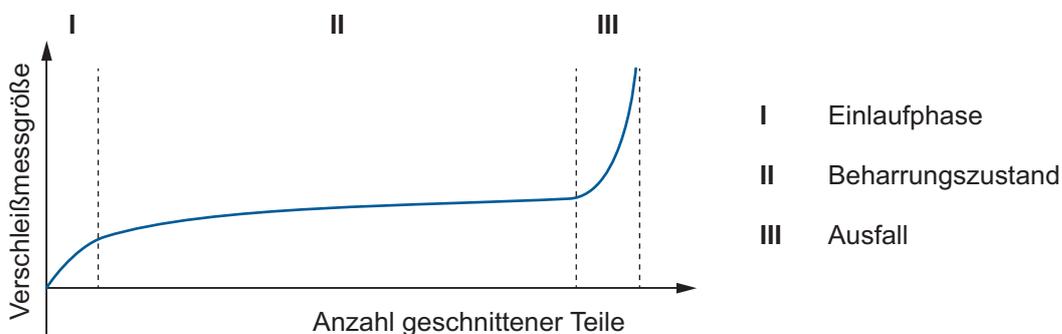


Abbildung 2-12: Exemplarische Verschleißkurve (nach Habig, 1980, S. 51)

Zu Beginn wird ein steiler Anstieg der Verschleißkurve beobachtet, da hier die Schneidaktivelemente eine scharfe Schneidkante besitzen. Demzufolge ist die wahre Kontaktzone (siehe Abbildung 2-8) sehr schmal, und somit die Flächenpressung hoch. Dies wiederum begünstigt beispielsweise den Abrasivverschleiß an der Stirnfläche des Werkzeugaktivelements. Die zweite Phase der Verschleißkurve ist gekennzeichnet durch einen flachen Anstieg, da mit zunehmendem Verschleiß die Kontaktfläche zwischen Werkzeugaktivelement und Blechwerkstoff größer und somit die Flächenpressung kleiner wird. Dem überlagert nimmt jedoch mit zunehmendem Werkzeugverschleiß die Werkzeugeintauchtiefe bis zum Rissbeginn zu, was einerseits den Gleitweg zwischen Werkzeugaktivelement und Blech erhöht und andererseits zu einer stärkeren Kaltverfestigung des Blechwerkstoffs und somit zu einer erhöhten Flächenpressung führt. Sobald dieser Effekt dominiert, steigt die Verschleißkurve im Allgemeinen steiler als während der Einlaufphase an und die Werkzeugaktivelemente müssen ausgetauscht oder nachgeschliffen werden. (Crasemann, 1960, S. 28)

2.3 Steifigkeit von Pressen und Scherschneidwerkzeugen

Die Steifigkeit beschreibt allgemein den Widerstand eines Körpers bzw. Bauteils gegen elastische Verformung unter Last. In der Elastostatik wird in Abhängigkeit der Belastung zwischen der Dehn-, Schub-, Biege- und Torsionssteifigkeit unterschieden. Sie sind abhängig vom Elastizitäts- bzw. Schubmodul, der jeweiligen Querschnittsfläche sowie dem Flächen- bzw. Torsionsträgheitsmoment. (Gross et al., 2014, S. 18-28;108-119;177-184)

Bei einem Einzelstab berechnet sich die Dehnsteifigkeit beispielsweise aus dem Produkt des Elastizitätsmoduls und der Querschnittsfläche. Ist die Dehnsteifigkeit bekannt, kann über das Elastizitätsgesetz die resultierende Längenänderung des Stabs unter Last berechnet werden. Dieses ist für den Fall einer Einzelkraft ohne Temperaturänderung folgendermaßen definiert (Gross et al., 2014, S. 20):

$$\Delta l = \frac{F \cdot l_0}{E \cdot A}$$

Formel 2-3

| | | |
|-----|------------|---------------------------------------|
| mit | Δl | Längenänderung [mm] |
| | F | Kraft [N] |
| | l_0 | Ausgangslänge [mm] |
| | E | Elastizitätsmodul [MPa] |
| | A | Querschnittsfläche [mm ²] |

Bei komplexen, aus mehreren Bauteilen bestehenden Strukturen, wie Pressen oder Scherschneidwerkzeuge, ist eine analytische Berechnung der Steifigkeiten nicht oder nur mit erhöhtem Aufwand möglich. So beeinflusst beispielsweise jede Fügestelle die Gesamt-

steifigkeit der Struktur. Die Steifigkeit von Fugestellen, welche in der Regel als ebene Mehrschraubenverbindungen ausgeführt sind, wird maßgeblich von der Schraubenanordnung und -anzahl, der Flanschgestalt sowie der Steifigkeit der einzelnen Schraubenverbindungen beeinflusst. Die Steifigkeit einer Schraubenverbindung ist wiederum abhängig von der Schraubensteifigkeit c_{SCH} , der Flanschsteifigkeit c_{FL} und der Kontaktsteifigkeit c_{KO} . Ein Ersatzmodell einer Schraubenverbindung ist in Abbildung 2-13 (a) dargestellt. (Weck und Brecher, 2006, S. 39–45)

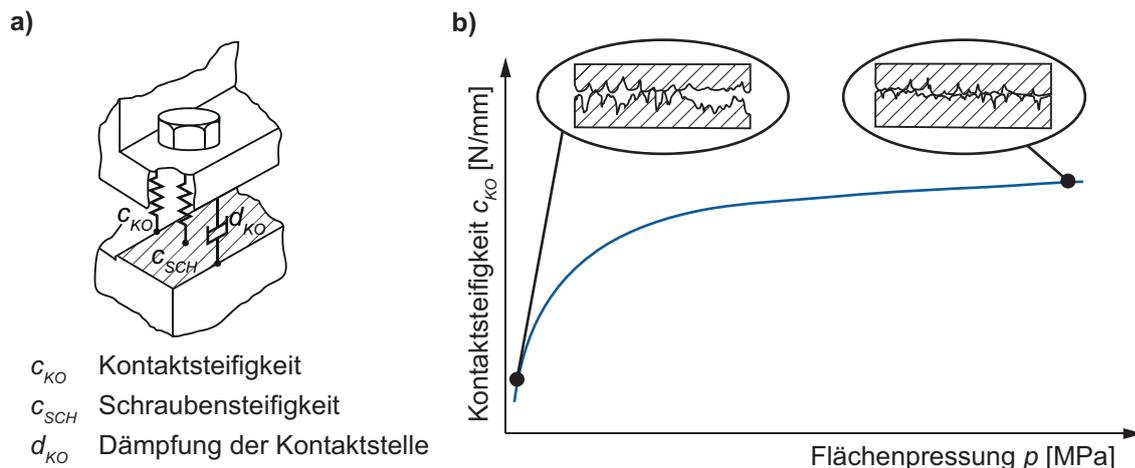


Abbildung 2-13: Fugestellensteifigkeit: a) Ersatzmodell für eine Schraubenverbindung; b) Kontaktsteifigkeit in Abhängigkeit der Flächenpressung (nach Weck und Brecher, 2006, S. 43)

Die Kontaktsteifigkeit wird darüber hinaus maßgeblich von der Oberflächengüte der beiden in Kontakt stehenden Bauteile beeinflusst. Wie bereits in Abschnitt 2.2.1 erwähnt, berühren sich technische Oberflächen nur an den Rauheitsspitzen. Demzufolge nehmen der Traganteil und die Kontaktsteifigkeit mit geringerer Oberflächenrauigkeit in der Fugestelle zu. (Weck und Brecher, 2006, S. 42–45; Petuelli, 1983, S. 73) In Abbildung 2-13 (b) ist schematisch der Verlauf der Kontaktsteifigkeit in Abhängigkeit der Flächenpressung dargestellt. Im unbelasteten Zustand berühren sich beide Bauteile wie erwähnt nur an den Rauheitsspitzen, so dass der Traganteil gering ist. Unter Last werden diese Rauheitsspitzen jedoch elastisch und plastisch verformt. Folglich wird der Traganteil größer, was wiederum bereits bei kleinsten Flächenpressungen zu einer raschen Zunahme der Kontaktsteifigkeit führt. Mit zunehmender Flächenpressung wird die Änderung der Kontaktsteifigkeit immer kleiner, so dass insgesamt ein degressiver Anstieg feststellbar ist. (Petuelli, 1983, S. 11-14;73)

Um dennoch die Steifigkeit einer mehrteiligen Struktur bestimmen zu können, ist es zweckmäßig, diese indirekt über eine Messung der resultierenden Verlagerungen bei einer definierten Belastung, beispielsweise erzeugt durch einen Hydraulikzylinder, zu bestimmen. Dieses Vorgehen beschreibt auch DIN 55189-1 zur Bestimmung der statischen Steifig-

keitskennwerte von mechanischen Pressen. Hierbei wird in Anlehnung an das Pressenkoordinatensystem zwischen der vertikalen Steifigkeit in Arbeitsrichtung c_z und den horizontalen Steifigkeiten c_x und c_y unterschieden. Darüber hinaus wird bei Pressen auch die Verkippung des Stößels relativ zum Pressentisch bei einer außermittigen Krafteinleitung bewertet. Die daraus resultierenden Steifigkeiten werden auch Kippsteifigkeiten genannt. (Doege und Lange, 1980, S. 168–170)

Bei dieser Vorgehensweise zur Bestimmung der einzelnen Steifigkeiten einer Presse muss jedoch beachtet werden, dass sich die gemessenen Verlagerungen x_{ges} immer aus den elastischen Verlagerungen x_{el} und den Spielanteilen x_A zusammensetzen. Dies spiegelt sich auch in der Verlagerungskurve wider. Werden die Messwerte über die Kraft aufgetragen, ergibt sich der in Abbildung 2-14 dargestellte Verlauf. Aufgrund von Spielen führen anfangs bereits kleinste Kräfte zu messbaren Verlagerungen (Arentoft, Eriksen und Wanheim, 2000, S. 249). Da zur Bestimmung der jeweiligen Pressensteifigkeiten jedoch nur der elastische Anteil berücksichtigt werden darf, bringt beispielsweise Neumann (1959, S. 622) zunächst eine definierte Vorlast auf. Dadurch werden die vorhandenen Spiele ausgeglichen und die Verlagerungskurve steigt bei weiter zunehmender Belastung linear an. Die Steigung dieses linearen Bereichs entspricht der jeweiligen Pressensteifigkeit. (DIN 55189-1)

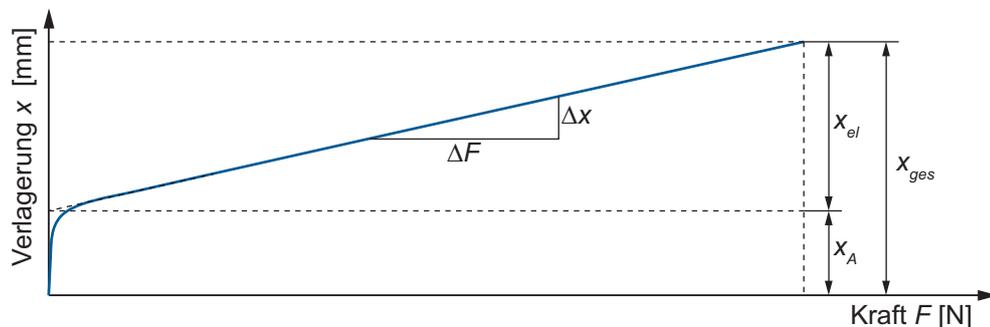


Abbildung 2-14: Ermittlung der Pressensteifigkeit aus der Verlagerungskurve (nach DIN 55189-1)

Weiterhin muss bei der Bestimmung der statischen Steifigkeitskennwerte gemäß DIN 55189-1 beachtet werden, dass insbesondere in z-Richtung der Pressenstößel durch den Hydraulikzylinder gegen die Arbeitsrichtung belastet wird. Demzufolge wirken auch die Reibkräfte, beispielsweise im Führungssystem, ebenfalls in der entgegengesetzten Richtung, was wiederum das Messergebnis beeinflusst. (Arentoft und Wanheim, 2005, S. 265) Um dies zu berücksichtigen, wurden in einer Vielzahl wissenschaftlicher Arbeiten spezifische Messeinrichtungen entwickelt, welche durch die Presse selbst belastet werden. Gleichzeitig werden sämtliche Translations- und Rotationsbewegungen der Presse messtechnisch erfasst. Hieraus können wiederum die sogenannten dynamischen Steifigkeitskennwerte der Presse berechnet werden.

(Tomov und Chodnikiewicz, 1998, S. 70–72; Chodnikiewicz und Balendra, 2000, S. 28–33; Ghiotti und Bariani, 2007, S. 189–198; Krusic et al., 2011, S. 35–42) Wie die Untersuchungen zur vertikalen Steifigkeit einer Presse zum Kaltmassivumformen von Krusic et al. (2011, S. 39) zeigen, sind die dynamischen Steifigkeitskennwerte aufgrund der bereits erwähnten Reibkräfte in den Führungen und der Trägheit des Stößels kleiner als die statischen Steifigkeitskennwerte.

Im Gegensatz zu Pressen wurden bei Scherschneidwerkzeugen bis heute kaum Untersuchungen zum elastischen Verhalten bzw. zur Bestimmung der Steifigkeitskennwerte, durchgeführt. Exemplarisch sei hier die Arbeit von Kienzle und Meyer (1963, S. 88–89) genannt. Sie weisen jedoch nur darauf hin, dass insbesondere beim offenen Schnitt die Werkzeuge eine ausreichende Quersteifigkeit besitzen müssen, da andernfalls der eingestellte Schneidspalt während des Scherschneidvorgangs aufgrund der prozessbedingten Querkkräfte (siehe Abschnitt 2.1.4) nicht konstant ist. Dies wiederum beeinflusst massiv den Scherschneidprozess (siehe Abschnitt 2.4).

2.4 Wichtige Einflussfaktoren auf den Scherschneidprozess und das Verschleißverhalten der Werkzeuge

Der Scherschneidprozess und das Verschleißverhalten der Werkzeuge werden durch eine Vielzahl von Prozessparametern beeinflusst, wobei sich komplexe Wechselwirkungen ergeben. Im Folgenden wird der Einfluss der wichtigsten werkzeug- und pressenseitigen Faktoren diskutiert.

2.4.1 Werkzeugseitige Einflussfaktoren

Schneidspalt

Wie bereits in Abschnitt 2.1.1 erwähnt, stellt der Schneidspalt ein wesentliches geometrisches Gestaltungsmerkmal eines Scherschneidwerkzeugs dar. Er beeinflusst maßgeblich die Ausprägung der Schnittfläche, den Kraft- und Arbeitsbedarf sowie das Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente.

In zahlreichen wissenschaftlichen Arbeiten wurde der Einfluss des Schneidspalts auf die Schnittflächenausprägung beim Scherschneiden im geschlossenen Schnitt untersucht. Übereinstimmend wird von einer Zunahme des Glattschnittanteils mit kleiner werdendem Schneidspalt berichtet (Timmerbeil, 1957a, S. 233–236; Kienzle und Meyer, 1963, S. 72–80; Tekiner, Nalbant und Gürün, 2006, S. 1135–1136; Hörmann, 2008, S. 84–85; Mori, Abe und Suzui, 2010, S. 654–655). Hörmann (2008, S. 91–95) begründet dies mit einer Verschiebung des hydrostatischen Spannungszustands in der Scherzone hin zu höheren Druckspannungen, welche dem Rissfortschritt entgegenwirken. Darüber hinaus kann mit kleiner werdendem Schneidspalt im Allgemeinen eine Abnahme der Kanteneinziehungshöhe und Grathöhe beobachtet

werden (Hörmann, 2008, S. 87–88; Wu, Bahmanpour und Schmid, 2012, S. 1219). Wird der Schneidspalt jedoch zu klein gewählt, kommt es zur sogenannten Zipfelbildung bzw. zur Bildung von Sekundärglattschnitt. In diesem Fall treffen sich die an den Schneidkanten entstehenden Risse nicht. Folglich entsteht ein kleiner Steg, der ein weiteres Mal geschnitten wird. (Keller, 1951, S. 71–73; Timmerbeil, 1956, S. 58)

Beim offenen Schnitt hingegen weist der Glattschnittanteil in Abhängigkeit des Schneidspalts ein Minimum auf. Die Größe des Schneidspalts, bei welchem der Glattschnittanteil am geringsten ist, hängt unter anderem vom zu schneidenden Blechwerkstoff ab. Exemplarisch seien hier die Untersuchungen von Nothhaft (2014, S. 81–84) genannt. Sie hat beim höchstfesten Blechwerkstoff Docol 1200M bei einem relativen Schneidspalt von 5 % der Blechdicke den geringsten Glattschnittanteil gemessen. Beim Blechwerkstoff Usibor 1500 P AS150 hingegen lag das Minimum bei einem relativem Schneidspalt von 7,5 %. Ursache für diesen charakteristischen Verlauf des Glattschnittanteils beim offenen Schnitt sind zwei überlagerte Effekte. Auf der einen Seite bewirkt eine Verkleinerung des Schneidspalts in Analogie zum geschlossenen Schnitt eine Verschiebung des hydrostatischen Spannungszustands hin zu höheren Druckspannungen, so dass bei kleinen Schneidspalten der Glattschnittanteil mit abnehmendem Schneidspalt größer wird. Andererseits kann sich beim offenen Schnitt, wie bereits in Abschnitt 2.1.2 erwähnt, der Abschnitt frei nach unten biegen, was zu überlagerten Biegespannungen führt. Diese nehmen mit größer werdendem Schneidspalt zu. Je größer dieses Biegemoment ist, desto stärker wird das Blech gegen die Mantelflächen der Werkzeugaktivelemente gedrückt, wodurch wiederum risshemmende Druckspannungen entstehen. (Nothhaft, 2014, S. 81–84)

Des Weiteren kann beim offenen Schnitt in Analogie zum geschlossenen mit abnehmendem Schneidspalt eine geringere Kanteneinzugshöhe festgestellt werden (Hoogen, 1999, S. 138–146; Hilditch und Hodgson, 2005, S. 186–187). Die Grathöhe hingegen ist bis zum Erreichen eines kritischen Schneidspalts nahezu unbeeinflusst vom Schneidspalt, wie die Untersuchungen von Hoogen (1999, S. 142–146) und Nothhaft (2014, S. 81–84) zeigen. Ab diesem kritischen Schneidspalt kann eine signifikante Zunahme der Grathöhe beobachtet werden. Dies wird damit begründet, dass mit Erreichen des kritischen Schneidspalts der Riss nicht mehr von der Obermesserschneidkante zur Untermesserschneidkante sondern zur Mantelfläche des Untermessers verläuft (Hoogen, 1999, S. 145). Die Größe des kritischen Schneidspalts ist wiederum maßgeblich vom zu schneidenden Blechwerkstoff abhängig. Beispielsweise betrug der kritische Schneidspalt bei den Untersuchungen von Hoogen (1999, S. 144) zum Scherschneiden der Aluminiumblechwerkstoffe Al 99,5, Al Mg3, Al Mg4,5Mn0,4 und Al Mg0,4Si1,2 im offenen Schnitt zwischen 15 % und 20 % der Blechdicke. Bei den höchstfesten

Blechwerkstoffen Docol 1200M und Usibor 1500 P AS150 hingegen wurde eine signifikante Gratzunahme erst bei einem relativen Schneidspalt von 20 % festgestellt (Nothhaft, 2014, S. 81–84).

Neben der Schnittflächenausprägung wird durch den Schneidspalt auch der Kraftbedarf beeinflusst (siehe Abschnitt 2.1.4). Jedoch sind die Aussagen hierzu in der Literatur zum Teil widersprüchlich. Während nach Keller (1951, S. 69) sowie nach Johnson und Slater (1967, S. 834;849) die maximale Schneidkraft beim geschlossenen Schnitt vom Schneidspalt nahezu unabhängig ist, konnte Timmerbeil (1957a, S. 236–237) eine Zunahme der maximalen Schneidkraft mit kleiner werdendem Schneidspalt feststellen. Dies wird unter anderem auch durch die experimentellen Untersuchungen von Taupin et al. (1996, S. 74) bestätigt. Im offenen Schnitt haben sowohl Nothhaft (2014, S. 80–81) als auch Mackensen (2014, S. 183) ebenfalls eine Zunahme der maximalen Schneidkraft mit kleiner werdendem Schneidspalt festgestellt. Mackensen (2014, S. 183) untersuchte überdies auch den Einfluss des Schneidspalts auf die maximale Querkraft beim offenen Schnitt und stellte hier ein konträres Verhalten fest. Die maximale Querkraft wurde mit abnehmendem Schneidspalt tendenziell geringer.

Auch die zu verrichtende Schneidarbeit ist abhängig vom Schneidspalt. Hier finden sich ebenfalls in der Literatur zum Teil widersprüchliche Aussagen über den Einfluss des Schneidspalts. Keller (1951, S. 69–71), Peter (1956, S. 56) und Timmerbeil (1957a, S. 236) berichten beispielsweise von einer Zunahme der Schneidarbeit mit kleiner werdendem Schneidspalt beim geschlossenen Schnitt. Lueg und Rossié (1955, S. 13) hingegen ermittelten beim Ausschneiden von Ronden, dass die notwendige Schneidarbeit in Abhängigkeit des Schneidspalts ein Minimum aufweist.

Das Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente wird ebenfalls maßgeblich vom Schneidspalt beeinflusst (Peter, 1956, S. 53). Vor allem beim geschlossenen Schnitt kann mit kleiner werdendem Schneidspalt ein verstärkter Mantelflächenverschleiß beobachtet werden. Buchmann (1962, S. 78–82) begründet dies damit, dass mit kleiner werdendem Schneidspalt die radiale Rückfederung des Stanzgitters größer wird. Folglich nimmt die zu verrichtende Reibarbeit während des Eintauchens und Rückhubs des Schneidstempels zu, was wiederum Abrasivverschleiß an der Mantelfläche begünstigt (siehe Abschnitte 2.1.2 und 2.2).

Schneidkantengeometrie

Neben dem Schneidspalt beeinflusst auch die Schneidkantengeometrie maßgeblich die Ausprägung der Schnittflächen. Exemplarisch seien hier die Untersuchungen von Kienzle und Meyer (1963, S. 83–84) genannt. Ziel ihrer Untersuchungen war die Maximierung des Glattschnittanteils am ausgeschnittenen Teil. Hierbei stellten sie fest, dass die Geometrie der Schneidplattenschneidkante „maßgebend für die Güte der Trennflächen“ verantwortlich ist.

Selbst bei optimalen Randbedingungen, wie beispielsweise einem hochpräzisen Scherschneidwerkzeug mit einem werkstoffspezifisch optimalen Schneidspalt, stellten sie mit einer scharfkantigen Schneidplattenschneidkante am ausgeschnittenen Teil immer noch einen Bruchflächenanteil oder sogar Zipfelbildungen fest. Diese Ergebnisse konnte Hörmann (2008, S. 95–99) bestätigen. Auch seine Untersuchungen zielten unter anderem darauf ab, den Glattschnittanteil am ausgeschnittenen Bauteil zu maximieren. Hierzu variierte er systematisch die Geometrie der Schneidplattenschneidkante. Neben einem scharfkantigen Werkzeugaktivelement führte er auch Versuche mit einer verrundeten und einer angefasen Schneidplattenschneidkante durch. Durch das Abrunden bzw. Anfasen der Schneidplattenschneidkante reduzierte er rissfördernde Spannungsspitzen an der Schneidkante und konnte dadurch deutlich den Glattschnittanteil erhöhen. Da ein Radius bzw. eine Fase an der Schneidkante den Schneidspalt zu Beginn des Schneidvorgangs jedoch vergrößert, konnte er bei diesen beiden Varianten zudem einen größeren Kanteneinzug am Bauteil feststellen.

Auch beim offenen Schnitt beeinflusst die Schneidkantengeometrie die Schnittflächenausprägung. Nothhaft (2014, S. 85–97) untersuchte sowohl simulativ als auch experimentell den Einfluss unterschiedlicher Radien und Fasen an der Schneidkante auf die Schnittflächenausprägung beim Scherschneiden von Usibor 1500 P AS150. Sie ermittelte im Allgemeinen einen höheren Kanteneinzugs- und Glattschnittanteil mit zunehmendem Schneidkantenradius bzw. Fasenwinkel.

Die unterschiedlichen Schnittflächenausprägungen spiegeln sich auch im Schneidkraft-Stößelweg-Verlauf wider. Hörmann (2008, S. 95) stellte beispielsweise beim Ausschneiden mit verrundeter und angefasen Schneidplattenschneidkante eine Zunahme der maximalen Schneidkraft und der Schneidarbeit fest. Ferner konnte Nothhaft (2014, S. 85–87) im offenen Schnitt durch Anschleifen einer $4 \times 20^\circ$ Fase die maximale Schneidkraft deutlich reduzieren. In diesem Fall sind die aus der Biegung des Abschnitts resultierenden Zugspannungen auf der Blechoberseite so groß, dass der Riss bereits nach geringer plastischer Deformation des Blechs auftritt. Die Biegung des Abschnitts wiederum führt zu Beginn des Schneidvorgangs zunächst zu einem flachen Anstieg der Schneidkraft. Mit größer werdendem Fasenwinkel beobachtete sie zudem eine Zunahme des Stößelwegs bis zum Riss.

Rauigkeit der Werkzeugaktivelemente

Die Rauigkeit der Werkzeugaktivelemente hat großen Einfluss auf den Werkstofffluss in die Scherzone (siehe Abschnitt 2.1.2). Dies bestätigen beispielsweise die Untersuchungen von Peter (1956, S. 56), der mit einer feingeschliffenen Schneidplatte eine „wesentlich höhere Gratbildung“ feststellte, da hier der Blechwerkstoff besser nachfließen konnte.

Wie bereits in Abschnitt 2.2.2 erwähnt, entsteht Stirnflächenverschleiß primär durch Gleiten des Blechwerkstoffs entlang der Werkzeugstirnflächen. Wird das Gleiten verhindert, kann demzufolge auch der Stirnflächenverschleiß reduziert werden. Buchmann (1963a, S. 563) beispielsweise stellte bei einem geschliffenen Stempel mit Schleifriefen quer zur Gleitrichtung des Blechwerkstoffs einen deutlich geringeren Stirnflächenverschleiß fest als bei einem Schneidstempel mit polierter Stirnfläche.

Da die Relativbewegung zwischen dem Blechwerkstoff und der Werkzeugstirnfläche aufgrund von Reibung auch eine horizontale Kraftkomponente verursacht (siehe Abbildung 2-8), wird demzufolge über die Oberflächenbeschaffenheit die maximal auftretende Seiten- bzw. Querkraft beeinflusst. Je besser der Werkstoff an der Stirnfläche gleiten kann, desto geringer sind die maximalen Querkräfte. (Nothhaft, 2014, S. 78)

Steifigkeit

Gemäß den Ausführungen in Abschnitt 2.3 weisen schon Kienzle und Meyer (1963, S. 88–89) darauf hin, dass insbesondere beim offenen Schnitt die Quersteifigkeit des Scherschneidwerkzeugs ausreichend hoch gewählt werden muss, damit die prozessbedingten Querkräfte nicht zu unerwünschten Schneidspaltveränderungen führen. Nach Doege und Liesener (1999, S. 39–43) beeinflussen die Schneidspaltveränderungen während des Scherschneidprozesses massiv die Schnittflächenausprägung. Die Autoren schnitten in ihren Untersuchungen einen Aluminiumblechwerkstoff bei zwei unterschiedlichen Werkzeugquersteifigkeitskonfigurationen. Bei der Werkzeugvariante mit der geringeren Quersteifigkeit stellten sie eine deutlich größere Grathöhe fest als bei der steiferen Konfiguration.

Neben der Bauteilqualität wird durch die Quersteifigkeit auch das Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente beeinflusst. Durch Aufbau eines massiv überdimensionierten und damit maximal steifen Abschneidwerkzeugs konnten Krönauer et al. (2010, S. 121–129) erstmals pressgehärteten Stahl mit einer Zugfestigkeit von 1500 MPa wirtschaftlich Scherschneiden. Sie erreichten hierbei Stückzahlen von zum Teil über 50.000 bis die Werkzeugaktivelemente aufgrund von Verschleißerscheinungen ausgetauscht werden mussten. Beim Scherschneiden dieses Stahlwerkstoffs mit konventionellen Werkzeugen hingegen berichteten sie immer von einem frühzeitigen Werkzeugversagen.

2.4.2 Pressenseitige Einflussfaktoren

Unerwünschte Veränderungen des Schneidspalts während des Scherschneidprozesses können auch aufgrund des elastischen Verhaltens der Schneidpresse entstehen. Vor allem bei ausladenden C-Gestell-Pressen kommt es nach dem Aufsetzen des Schneidstempels auf das Blech zu einer Auffederung des Pressengestells. Demzufolge verkippt bzw. verlagert sich der

Schneidstempel und somit ändert sich auch der Schneidspalt. Im ungünstigsten Fall sind die Verlagerungen so groß, dass der Schneidstempel die Matrize berührt, was zu Ausbrüchen an den Schneidkanten führen kann (Seidenberg, 1965, S. 65). Außerdem bewirkt insbesondere beim geschlossenen Schnitt der aus der Verlagerung des Schneidstempels resultierende ungleichmäßige Schneidspalt eine verstärkte Gratbildung am Bauteil. (Münnich, 1954, S. 504–505; Peter, 1956, S. 58)

Auch das Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente wird durch die Pressensteifigkeit beeinflusst. Wie bereits in den Abschnitten 2.1.2 und 2.1.4 erwähnt, erfolgt nach der vollständigen Werkstofftrennung eine schlagartige Entlastung des vorgespannten Pressen-Werkzeug-Systems wodurch es zum Schwingen angeregt wird. Dies wiederum begünstigt Mantelflächenverschleiß am Werkzeugaktivelement (siehe Abschnitt 2.2.2). (Kienzle und Buchmann, 1963, S. 448–449; Borchert, 1976, S. 65) Je geringer nun die Pressensteifigkeit ist, desto größer ist die Auffederung und somit auch die Schwingungsanregung. Dies konnte Buchmann (1962, S. 81–83) in seinen Untersuchungen bestätigen. Allein durch Versteifen der Presse reduzierte er den Mantelflächenverschleiß beim Scherschneiden von Elektroblech um 65 %.

2.5 Änderung des Schneidprozesses durch den Werkzeugverschleiß

Werkzeugverschleiß jeder Art, Form und Größe beeinflusst den Scherschneidprozess. In einer Vielzahl wissenschaftlicher Arbeiten wird beispielsweise sowohl beim geschlossenen als auch offenen Schnitt von einer Zunahme der Grathöhe mit fortschreitendem Aktivelementverschleiß berichtet (Timmerbeil, 1956, S. 61, 1957b, S. 350–351; Pahl, 1963, S. 389; Fugger, 1984, S. 95–100; Nothhaft, 2014, S. 113–115). Timmerbeil (1956, S. 61) begründet dies mit der zunehmenden Abrundung der Schneidkanten, wodurch der Werkstofffluss in die Scherzone begünstigt wird, da bei größerer Schneidkantenverrundung unter anderem risshemmende Druckspannungen in den Blechwerkstoff eingebracht werden (siehe Abschnitt 2.4.1). Demzufolge kann der Rissbeginn erst bei einer größeren Stempelleintauchtiefe beobachtet werden, was dazu führt, dass der Blechwerkstoff stärker verfestigt. Darüber hinaus vergrößert sich die Zone der größten Werkstoffverfestigung und verschiebt sich immer weiter in Richtung Mantelfläche der Werkzeugaktivelemente. Wie bereits in Abschnitt 2.1.2 erklärt, entsteht der Riss jedoch nicht an der Stelle mit der größten Werkstoffverfestigung, sondern in einem gewissen Abstand hierzu in Bereichen mit einer geringeren Werkstoffverfestigung an den Mantelflächen der Werkzeugaktivelemente. Folglich kann mit zunehmendem Verschleiß eine größere Grathöhe beobachtet werden. (Buchmann, 1962, S. 38–39)

Der verbesserte Werkstofffluss in die Scherzone spiegelt sich nicht nur in der Grathöhe, sondern auch am Kanteneinzug, Glattschnitt und Bruch, wider. Mit zunehmendem Werkzeug-

verschleiß werden in der Regel die Kanteneinzugs- und Glattschnitthöhe größer, während der Bruchflächenanteil geringer wird (Timmerbeil, 1956, S. 61, 1957b, S. 350–351; Fugger, 1984, S. 97–100; Nothhaft, 2014, S. 113–115). Eine Ursache hierfür ist neben der zunehmenden Schneidkantenverrundung die verschleißbedingte Vergrößerung des Schneidspalts, wie unter anderem Fugger (1984, S. 71) in seiner Arbeit erörterte (siehe Abschnitt 2.4.1).

Neben der Bauteilqualität wirkt sich der Werkzeugverschleiß auch auf den Kraft- und Arbeitsbedarf aus. Dies ist maßgeblich vom zu schneidenden Blechwerkstoff und der Form der Schnittlinie abhängig.

Timmerbeil (1956, S. 64) stellte beispielsweise eine deutliche Zunahme der maximalen Schneidkraft und der Schneidarbeit beim Lochen eines Stahlblechs mit fortschreitendem Werkzeugverschleiß fest. Dies liegt an der bereits erwähnten Zunahme der Werkstoffverfestigung mit größer werdendem Werkzeugverschleiß.

Buchmann (1962, S. 53–55) hingegen konnte keinen eindeutigen Zusammenhang zwischen der Schneidkraftänderung und dem Werkzeugverschleiß feststellen. In seinen Untersuchungen hatte er mehrere Blechwerkstoffe geschnitten und hierbei in Abhängigkeit vom Blechwerkstoff sowohl eine Erhöhung als auch eine Verringerung der maximalen Schneidkraft nach 100.000 geschnittenen Bauteilen festgestellt. Er begründete dies mit zwei überlagerten Effekten. Einerseits erhöht sich die maximale Schneidkraft aufgrund der höheren Werkstoffverfestigung mit zunehmendem Werkzeugverschleiß und andererseits vergrößert sich mit steigendem Verschleiß der Schneidspalt, was wiederum die maximale Schneidkraft verringert (siehe Abschnitt 2.4.1).

Im offenen Schnitt des höchstfesten Blechwerkstoffs Usibor 1500 P AS150 konnte Nothhaft (2014, S. 111–113) tendenziell eine Abnahme der maximalen Schneidkraft mit fortschreitendem Werkzeugverschleiß feststellen. Begründet wurde dies mit der Zunahme des Schneidspalts aufgrund des Mantelflächenverschleißes. Darüber hinaus maß sie infolge der größer werdenden Schneidkantenverrundung höhere maximale Querkräfte.

3 Zielsetzung und Aufgabenstellung

Zur Bewertung der Qualität eines Scherschneidwerkzeugs werden derzeit beispielsweise die im Rahmen der Konstruktion und Auslegung definierten Form- und Lagetoleranzen oder Härte-, Oberflächen- und Rauigkeitsangaben der Werkzeugaktivelemente überprüft. Meist erfolgt zusätzlich noch ein Funktionstest des Scherschneidwerkzeugs unter Realbedingungen. Mit diesem Vorgehen kann jedoch nicht das Werkzeugverhalten bei hohen Stückzahlen bewertet werden. Vor allem beim offenen Schnitt wird dies, wie aus den vorherigen Kapiteln ersichtlich, maßgeblich von der Steifigkeit des Scherschneidwerkzeugs beeinflusst.

Die Auslegung eines Scherschneidwerkzeugs hinsichtlich dessen elastischen Verhaltens basiert derzeit überwiegend auf Erfahrungswerten. Eine Überdimensionierung wirkt sich zwar positiv auf den Scherschneidprozess und das Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente aus, führt jedoch zu erhöhten Werkzeugkosten und wird aus diesem Grund in den meisten Fällen als nicht wirtschaftlich erachtet.

Zentrales Ziel dieser Arbeit ist es, für den offenen Schnitt die Wirkzusammenhänge zwischen der Werkzeugsteifigkeit und dem Scherschneidprozess sowie dem Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente systematisch zu untersuchen. Hierfür wird zunächst ein vorhandenes, dauerhubfähiges und maximal steifes Abschneidwerkzeug modifiziert, so dass gezielt die Werkzeugsteifigkeit in Stößelbewegungsrichtung und quer dazu verändert werden kann. Ferner erfolgt die Integration von Kraft- und Wegsensorik in das Versuchswerkzeug, um sowohl die Prozesskräfte als auch die resultierenden Verlagerungen instantan zu erfassen.

Im Rahmen von Einzelhubversuchen wird der Einfluss ausgewählter Prozessparameter auf die Schnittflächenausprägung der Bauteile, Prozesskräfte und resultierenden Verlagerungen untersucht. Besonders bedeutsam ist die Analyse der Querkräfte, da diese eine Veränderung des Schneidspalts bewirken und damit indirekt den Scherschneidprozess beeinflussen.

Abschließend werden Dauerhubversuche mit zwei unterschiedlichen Werkzeugsteifigkeitskonfigurationen durchgeführt und die Entwicklung des Verschleißverhaltens der Werkzeugaktivelemente, der Schnittflächenausprägung der Bauteile sowie der Prozesskräfte und resultierenden Verlagerungen analysiert.

Die Ergebnisse dieser Forschungsarbeit tragen zu einem verbesserten Prozessverständnis des Scherschneidens mit offener Schnittlinie bei. Insbesondere das starre Kräfte- und Momentengleichgewichtsmodell nach Romanowski (1979, S. 15) (Abbildung 2-8) wird erweitert um eintauchtiefenabhängige elastische Effekte beim offenen Schnitt. Auf der Basis dieser Erkenntnis kann das Verschleißverhalten der Aktivelemente in Abhängigkeit der Werkzeugsteifigkeit erklärt werden. Somit wird es in Zukunft möglich sein, schon während der Werkzeugent-

wicklung und -abnahme das Werkzeugverhalten bei hohen Stückzahlen und damit die Güte des Werkzeugs zu bewerten.

Abbildung 3-1 zeigt zusammenfassend die Struktur der Arbeit.

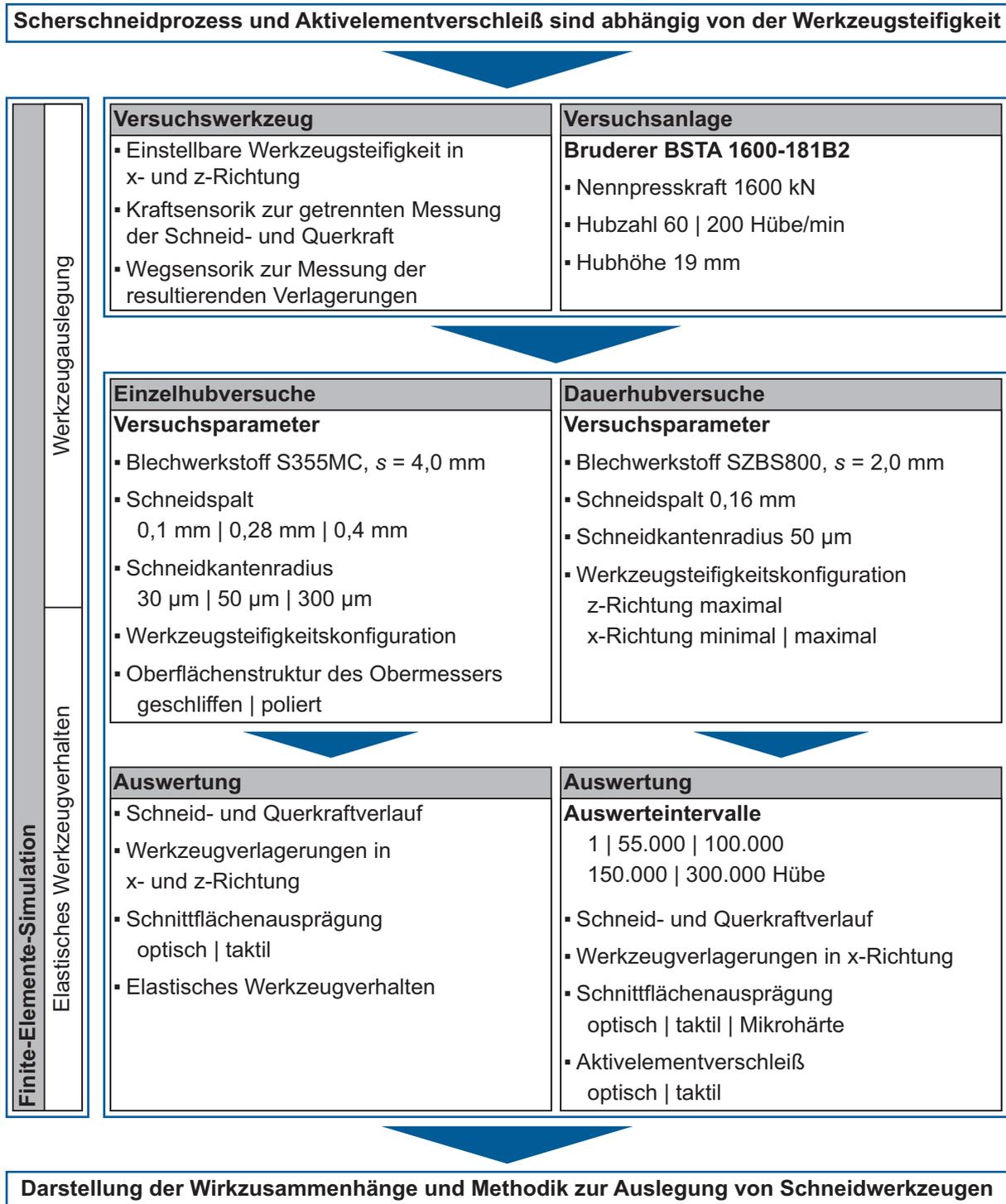


Abbildung 3-1: Struktur der Arbeit

4 Versuchsanlagen und Messeinrichtungen

4.1 Mechanische Schnellläuferpresse

Zur Versuchsdurchführung kam eine mechanisch weggebundene Schnellläuferpresse des Typs BSTA 1600-181B der Bruderer AG, Frasnacht, Schweiz zum Einsatz. Sie verfügt über eine Nennpresskraft von 1600 kN und kann Hubzahlen von 60 bis 600 Hübe pro Minute erreichen. Der Pressenstößel wird bei dieser Schnellläuferpresse durch vier Führungssäulen mit geringsten Toleranzen in Blechlaufebene geführt, was eine größtmögliche Präzision gewährleistet. Die Blechzufuhr in den Werkzeugeinbauraum erfolgt über einen Servo-Vorschubapparat des Typs BSV 300. (Bruderer AG, 2013) Der Presse vorgelagert ist eine Haspel mit Richtapparat vom Typ 18.260/19 – 2000.2H der Firma Kohler Maschinenbau GmbH, Friesenheim (Kohler Maschinenbau GmbH, 2014). Tabelle 4-1 zeigt ausgewählte technische Daten der Schnellläuferpresse.

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

| Kenngröße | Wert |
|-------------------------------|--|
| Nennpresskraft | 1600 kN |
| Hubzahl | 60 – 600 Hübe/min |
| Hubhöhe | 19, 26, 40, 55, 68, 80, 90, 96, 100 mm |
| Aufspannplattenfläche | 1790 x 1070 mm |
| Werkzeugeinbauhöhe | 255,5 – 385 mm |
| Werkzeugeinbauraumerweiterung | 120 mm |

4.2 Mess- und Prüfeinrichtungen

4.2.1 Zug-Druck-Prüfmaschine

Zur Ermittlung der mechanischen Werkstoffkennwerte im Zugversuch sowie für Teile der Kalibrierung der im Scherschneidwerkzeug integrierten Kraftsensorik wurde die universal Zug-Druck-Prüfmaschine des Typs 1484/DUPS-M der Firma Zwick GmbH & Co.KG, Ulm, verwendet. Sie verfügt über zwei separate Prüfräume zur Zug- und Druckprüfung. Im unteren Prüfraum ist die Prüfmaschine mit Kraftsensorik zur Aufzeichnung von Zug- und Druckkräften bis 200 kN ausgestattet. Der Testbereich im oberen Prüfraum beträgt maximal 20 kN. Die Kraftmesseinrichtungen der Anlage entsprechen den Genauigkeitsanforderungen der Klasse 1 gemäß DIN EN ISO 7500-1 und DIN EN ISO 7500-1 Beiblatt 4. Des Weiteren verfügt die

Prüfeinrichtung über Sensorik zur Erfassung des Traversenwegs. Die Auswertung und grafische Aufbereitung der Messergebnisse erfolgt mittels der firmeneigenen Software testExpert. (Zwick GmbH & Co. KG, 2008)

4.2.2 Profilmessplatz

Zur Vermessung der Schneidkanten der schergeschnittenen Bauteile und der Schneidkanten-geometrie der Werkzeugaktivelemente stand der kombinierte Rauheits- und Konturenmessplatz MarSurf XCR 20 der Firma Mahr GmbH, Göttingen, zur Verfügung. Diese Messeinrichtung arbeitet nach dem Prinzip des Tastschnittverfahrens. Sie besteht im Wesentlichen aus einer Tasteinheit, der Vorschubeinheit PCV 200 zur Konturmessung sowie der Steuer- und Auswertesoftware MarWin XCR20. Zur Quantifizierung der Schnittflächenkenngrößen wurde eine Tasteinheit mit einer Hartmetall-Doppeltastspitze und einem 350 mm langen Tastarm verwendet. Der Abstand der beiden Tastspitzen beträgt 40 mm bei einem Kopfradius von jeweils 25 μm und einer Schrägung von 19°. Bei der Vermessung der Schneidkantenkonturen kam eine 33 mm lange Kegeltastspitze mit einer an der Spitze eingeklebten Rubinkugel mit einem Durchmesser von 0,5 mm zum Einsatz. Die Tastarmlänge betrug ebenfalls 350 mm. In Tabelle 4-2 sind ausgewählte technische Daten der Konturenvorschubeinheit PCV 200 dargestellt. (DIN EN ISO 4287; Mahr GmbH, 2015)

Tabelle 4-2: Ausgewählte technische Daten der Konturenvorschubeinheit PCV 200 (Mahr GmbH, 2005)

| Kenngröße | Wert |
|---------------------------|---|
| Taststrecke | 1 – 200 mm (bei 350 mm Tastarmlänge) |
| Messbereich | 50 mm (bei 350 mm Tastarmlänge) |
| Messunsicherheit u_{95} | (2 + L/50) μm , L in mm (x- und z-Richtung) (2 + L/50) μm , L in mm (2D) |
| Positioniergenauigkeit | 1 μm (x- und z-Richtung) |
| Auflösung | 1 μm (x-Richtung) 0,38 μm (z-Richtung, bei 350 mm Tastarmlänge) |

Die Messung der Rauigkeiten der Werkzeugaktivelemente wurde ebenfalls mit der kombinierten Rauheits- und Konturenmesseinrichtung durchgeführt. Hierbei bewegt die Vorschubeinheit PGK 20 das Tastsystem des Typs MFW 250 (B) über das Messobjekt. Die Auswertung der Rauigkeitskennwerte erfolgt softwareunterstützt. (Mahr GmbH, 2015)

4.2.3 Digitalmikroskop

Zur optischen Dokumentation des Verschleißfortschritts der Werkzeugaktivelemente sowie der Schnittflächenausprägung kam ein Digitalmikroskop des Typs VHX-2000 der Firma Keyence, Osaka, Japan zum Einsatz. Das Mikroskop wurde mit einem Objektiv des Typs VH-Z20R ausgestattet und ermöglicht Aufnahmen in einem Vergrößerungsbereich von 20:1 bis 200:1.

4.2.4 Auflichtmikroskop

Die Gefügaufnahmen der Versuchswerkstoffe wurden mit dem Auflichtmikroskop Axioplan 2 der Firma Carl Zeiss MicroImaging GmbH, Göttingen, durchgeführt. Dieses Mikroskop ermöglicht Vergrößerungen von 25:1 bis 2500:1. Zur Dokumentation können mit der integrierten Mikroskopiekamera AxioCam MRc5 Bilder mit einer maximalen Auflösung von 2584 x 1936 Pixel aufgenommen werden. (Carl Zeiss Microscopy GmbH, 2006)

4.2.5 Mikrohärteprüfer

Zur Messung der mikroskopischen Härte der schergeschnittenen Bauteile an der Schneidkante stand das Indentationshärteprüfsystem LECO AHM43 der Firma Leco Corporation, St. Joseph, USA zur Verfügung. Die Mikrohärte wurde nach Vickers gemäß DIN EN ISO 6507-1 bei einer Prüfkraft von 0,9807 N gemessen. Der gesteuerte Probenverfahrtisch des Härteprüfsystems erlaubt hierbei eine vollautomatische Auswertung der Härteeindrücke. Zur Vermessung der beiden Diagonalen des Eindrucks werden die durch eine Digitalkamera aufgenommenen Bilder softwareunterstützt ausgewertet. (Leco Corporation, 2005)

5 Versuchswerkstoffe

5.1 Blechwerkstoffe

In den experimentellen Schneidversuchen wurden zwei Flacherzeugnisse aus Stahl eingesetzt. Dies waren der thermomechanisch gewalzte Stahl S355MC ($s = 4,0$ mm, Werkstoffnummer 1.0976) und der bainitische Stahl SZBS800 ($s = 2,0$ mm). Der Stahl S355MC lag hierbei als Streifenmaterial mit einer Breite von 50 mm und einer Länge von 4 m vor. Der Blechwerkstoff SZBS800 wurde hingegen als 50 mm breites, gecoiltes Spaltband geliefert. Die chemische Zusammensetzung der verwendeten Blechwerkstoffe gemäß Norm bzw. Datenblatt des Herstellers zeigt nachfolgende Tabelle.

Tabelle 5-1: Chemische Zusammensetzung der Blechwerkstoffe (DIN EN 10149-2; Salzgitter Flachstahl GmbH, 2014)

| Kurzname | C | Mn | Si | P | S | Al | Nb | Ti | V | B |
|----------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| | [%] | [%] | [%] | [%] | [%] | [%] | [%] | [%] | [%] | [%] |
| | max. | max. | max. | max. | max. | min. | max. | max. | max. | max. |
| S355MC | 0,120 | 1,500 | 0,500 | 0,025 | 0,020 | 0,015 | 0,090 | 0,150 | 0,200 | - |
| SZBS800 | 0,110 | 2,000 | 0,500 | 0,020 | 0,010 | 0,015 | - | - | - | 0,004 |

Die mechanischen Kennwerte der verwendeten Blechwerkstoffe wurden in Zugversuchen bei Raumtemperatur an der Zug-Druck-Prüfmaschine gemäß DIN EN ISO 6892-1:2009 A224 ermittelt. Die Regelung der Prüfgeschwindigkeit erfolgte dehnungsbasiert. Die Zugproben entsprachen nach DIN 50125 der Form H und wiesen eine Probenbreite von 20 mm und eine Anfangsmesslänge von 80 mm auf. Da die Blechwerkstoffe ausschließlich als Streifen bzw. Spaltband vorlagen, konnten die Zugproben nur in Walzrichtung entnommen werden. Insgesamt wurden von jedem Blechwerkstoff 20 Proben gezogen. Die Mittelwerte ausgewählter mechanischer Kennwerte der Blechwerkstoffe sowie die Standardabweichung SD sind in Tabelle 5-2 dargestellt.

Tabelle 5-2: Mechanische Kennwerte der Blechwerkstoffe aus dem Zugversuch (Probenentnahme in Längsrichtung)

| Kurzname | $R_{p0,2}$ (SD) | R_m (SD) | A_g (SD) | A_{80} (SD) |
|----------|-----------------|------------|------------|---------------|
| | [MPa] | [MPa] | [%] | [%] |
| S355MC | 430 (3) | 480 (2) | 16,3 (0,2) | 28,7 (1,2) |
| SZBS800 | 680 (2) | 751 (1) | 8,5 (0,1) | 14,9 (0,8) |

Neben den mechanischen Kennwerten wurde auch die Gefügestruktur der verwendeten Blechwerkstoffe charakterisiert. Hierfür wurden in Anlehnung an DIN EN 10247 sowie der zurückgezogenen Norm DIN 50602 sowohl längs als auch quer zur Walzrichtung Proben entnommen und Schlitze angefertigt. Die lichtmikroskopischen Aufnahmen der Gefügeschlitze zeigt Abbildung 5-1.

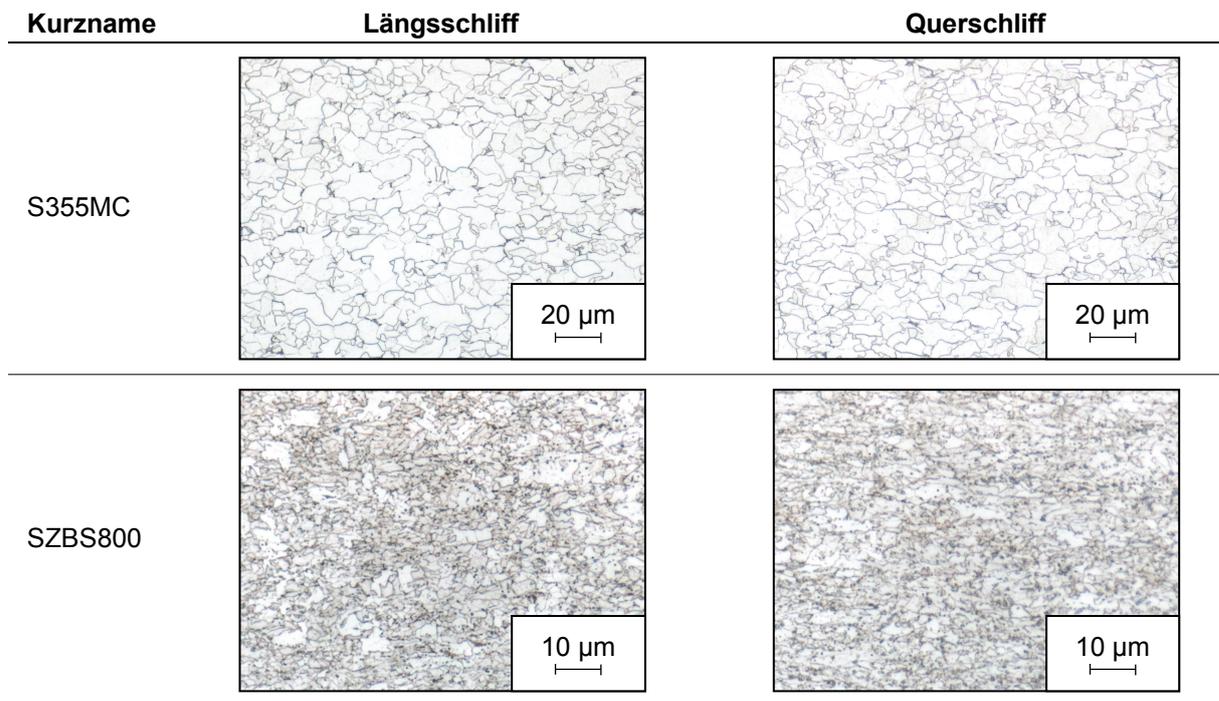


Abbildung 5-1: Gefügeschlitze der Blechwerkstoffe

Das Gefüge des Blechwerkstoffs S355MC besteht vorwiegend aus einer ferritischen Matrix. Vereinzelt können feine eingelagerte Karbidausscheidungen festgestellt werden. Der Blechwerkstoff SZBS800 hingegen weist gemäß der Untersuchung von Lotter und Hougardy (1992, S. 155) ein körniges bainitisches Grundgefüge auf. Auch bei diesem Blechwerkstoff sind feine Karbidausscheidungen sichtbar. Bei den beiden untersuchten Blechwerkstoffen kann keine kristallographische Vorzugsorientierung der Körner festgestellt werden, so dass von einem isotropen Werkstoffverhalten ausgegangen werden kann.

5.2 Werkzeugwerkstoff

Die Werkzeugaktivelemente wurden ausschließlich aus dem Werkzeugstahl X153CrMoV12 angefertigt. Er zählt nach DIN EN ISO 4957 zu der Gruppe der legierten Kaltarbeitsstähle. Die chemische Zusammensetzung zeigt nachfolgende Tabelle.

Tabelle 5-3: Chemische Zusammensetzung des Kaltarbeitsstahls X153CrMoV12 (DIN EN ISO 4957)

| Kurzname | C [%] | Si [%] | Mn [%] | Cr [%] | Mo [%] | V [%] |
|-------------------------|---------------------|---------------------|---------------------|-----------------------|---------------------|---------------------|
| X153CrMoV12 (1.2379) | 1,45 bis 1,60 | 0,10 bis 0,60 | 0,20 bis 0,60 | 11,00 bis 13,00 | 0,70 bis 1,00 | 0,70 bis 1,00 |

Die Besonderheit dieses Werkzeugstahls ist dessen hoher Chromgehalt. Dies führt zu einem ledeburitischen Gefüge bei der Erstarrung der Schmelze. Ferner ist der Anteil an den sonderkarbidbildenden Legierungselementen Vanadin und Molybdän sehr gering, so dass vorwiegend die harten, chromreichen M_7C_3 -Mischkarbide entstehen. Dies wiederum macht den Werkstoff besonders resistent gegenüber abrasivem Verschleiß. (Cammann, 1986, S. 36–41) Darüber hinaus zeichnet sich dieser Werkzeugstahl durch seine hohe Druckbelastbarkeit und Zähigkeit aus (Böhler Edelstahl GmbH & Co KG, 2016).

6 Versuchswerkzeug

Die Scherschneidversuche im Einzel- und Dauerhubbetrieb wurden mit einem am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen vorhandenen Abschneidwerkzeug durchgeführt. Das Versuchswerkzeug ist in Vier-Säulen-Bauart mit spielfreien Kugel- und Rollenführungen ausgeführt. Als Führungssäulen kommen sogenannte Mittenbundsäulen mit einem Durchmesser von 50 mm zum Einsatz. In Kombination mit geringsten Fertigungstoleranzen sämtlicher Bauteile gewährleistet dies eine höchstmögliche Präzision des Werkzeugs. Darüber hinaus zeichnet sich das Versuchswerkzeug durch seine sehr hohe Werkzeugsteifigkeit aus. Dies wird unter anderem durch die Überdimensionierung des Führungssystems erreicht. Neben überdimensionierten Führungssäulen verfügt das Werkzeug zusätzlich über eine Verriegelung zwischen der Grund- und Führungsplatte sowie über eine Gleitführung der Führungsplatte zur Abstützung der beim Abschneiden auftretenden Querkräfte. Aufgrund der daraus resultierenden statischen Überbestimmtheit des Führungssystems sind sämtliche Bauteile aufeinander abgestimmt. All diese steifigkeitserhöhenden Maßnahmen führen dazu, dass Schneidspaltveränderungen während des Scherschneidprozesses aufgrund der prozessbedingten Querkräfte vernachlässigbar sind. Eine weitere Besonderheit dieses Versuchswerkzeugs ist, dass Führungs- und Grundplatte aus dem Werkzeugstahl X153CrMoV12 (1.2379) (siehe Abschnitt 5.2) hergestellt und durchgehärtet sind. Abbildung 6-1 zeigt eine Schnittdarstellung des Versuchswerkzeugs. Es ist bezüglich der x-z-Ebene symmetrisch aufgebaut. Während eines Schneidhubs bewegt sich das Obermesser in positiver z-Richtung auf das Blech zu. Die Blechzufuhr erfolgt in positiver x-Richtung.

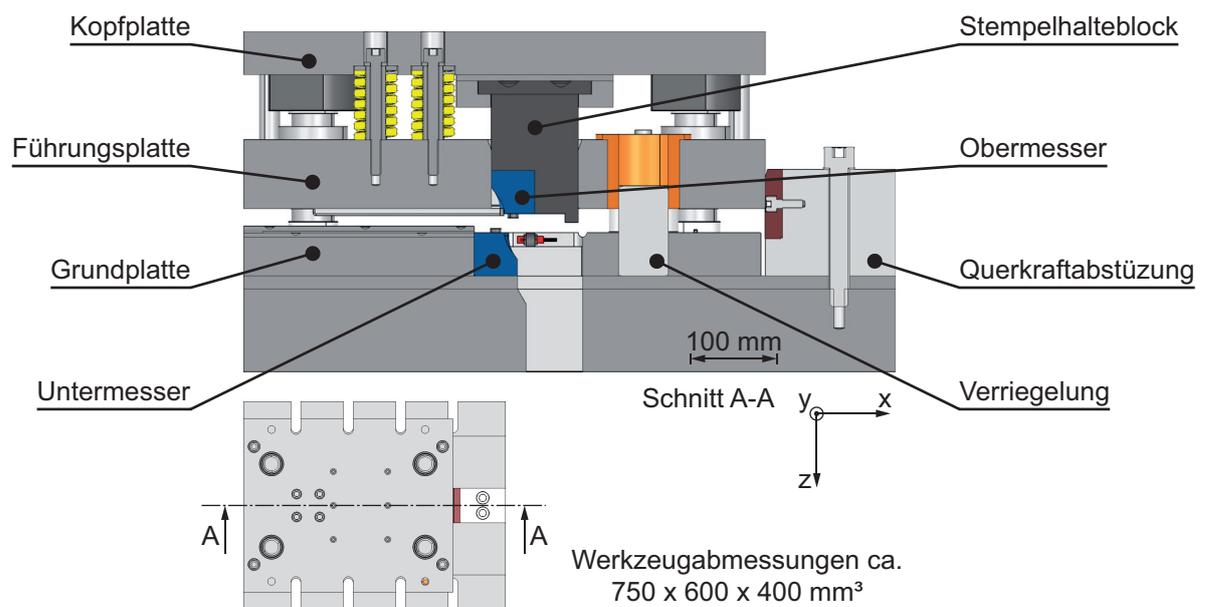


Abbildung 6-1: Schnittdarstellung des Versuchswerkzeugs (nach Krönauer et al., 2010, S. 124)

6.1 Anpassung des Versuchswerkzeugs zur gezielten Änderung der Werkzeugsteifigkeit

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde dieses Versuchswerkzeug dahingehend modifiziert, dass sowohl in z- als auch in x-Richtung die Werkzeugsteifigkeit gezielt variiert werden kann. Dies wurde über eine gefederte Lagerung des Obermessers realisiert. Abbildung 6-2 zeigt eine Skizze dieses Konzepts.

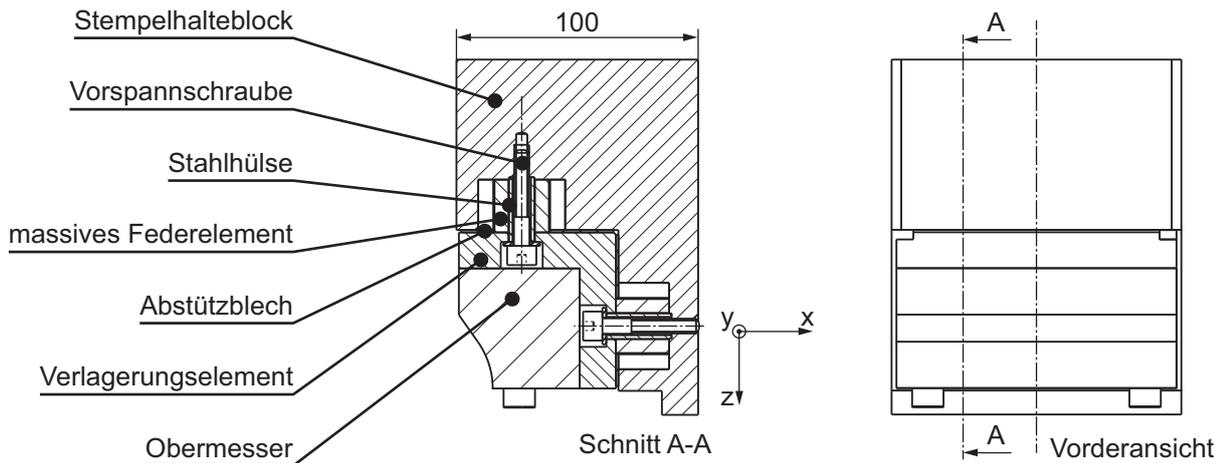


Abbildung 6-2: Konzeptskizze zur Einstellung definierter Steifigkeiten im Versuchswerkzeug

Die Basis bilden hierbei jeweils zwei massive Federelemente. Hierunter sind Zylinder aus metallischen Werkstoffen zu verstehen. Die Steifigkeit eines Federelements kann mit Hilfe des Elastizitätsgesetzes (siehe Formel 2-3) wie folgt berechnet werden:

$$c_{Feder} = \frac{F}{\Delta l} = \frac{E \cdot A_{Feder}}{l_0}$$

Formel 6-1

- mit c_{Feder} Steifigkeit der massiven Feder [N/mm]
 F Kraft [N]
 Δl Längenänderung [mm]
 E Elastizitätsmodul [MPa]
 A_{Feder} Kreisringfläche der massiven Feder [mm²]
 l_0 Ausgangslänge [mm]

Da aufgrund des begrenzten Bauraums die Federlänge nicht verändert werden kann, existieren folglich zwei Möglichkeiten, die Steifigkeit des Versuchswerkzeugs einzustellen. Einerseits kann dies über den E-Modul, also über den Werkstoff der massiven Federelemente, und andererseits über die Kreisringfläche der Federn erfolgen.

Die massiven Federn werden im Stempelhalteblock vorgespannt. Über die Vorspannschrauben wird das Verlagerungselement, welches das Obermesser aufnimmt, am Stempelhalteblock

befestigt. Um den Einfluss der Vorspannschrauben auf die Werkzeugsteifigkeit zu eliminieren, werden diese, wie beispielsweise auch bei Niederhalterfedern in Stanzwerkzeugen, gegen eingeschliffene Stahlhülsen verschraubt. Dies gewährleistet einerseits, dass der gesamte Kraftfluss während des Schneidprozesses über die massiven Federelemente führt und andererseits auch die Vorspannung der Federn exakt eingestellt werden kann. Eine ungleichmäßige Vorspannung würde beispielsweise zu unerwünschten Verkippungen des Obermessers während des Scherschneidprozesses führen. Als Vorspannschrauben dienen sogenannte Schulterpassschrauben, so dass über deren Passfläche in Kombination mit der Stahlhülse auch eine genaue Positionierung der Federelemente erfolgen kann.

Um den Ausgangszustand maximaler Werkzeugsteifigkeit in z- und x-Richtung wieder herzustellen, kann der für eine Verlagerung des Obermessers notwendige Spalt zwischen dem Verlagerungselement und dem Stempelhalteblock mit Abstützblechen aufgefüllt werden. Demzufolge führt der Kraftfluss nicht mehr ausschließlich über die massiven Federn sondern über die gesamte Fläche des Verlagerungselements, was die Werkzeugsteifigkeit deutlich erhöht (siehe Formel 6-1). Die Abstützbleche sind gehärtete Präzisionsfolien, welche exakt auf die Höhe der Federelemente sowie der Taschentiefe im Stempelhalteblock abgestimmt wurden.

Als Werkstoffe für die massiven Federelemente wurden metallische Werkstoffe mit einem linearen Verhalten im elastischen Bereich gewählt. Dies waren eine Stahllegierung (1.2379, E-Modul 210.000 MPa (S+C MÄRKER GmbH, 2008)), eine Aluminiumlegierung (EN AW 7075, E-Modul 70.000 MPa (GLEICH Aluminiumwerk GmbH & Co. KG, 2013)) sowie eine Magnesiumlegierung (WE43, E-Modul 44.000 MPa (Magnesium Elektron UK, 2006)). Kunststoffe bzw. Elastomerfedern erwiesen sich als ungeeignet, da sie in der Höhe nicht präzise genug angefertigt werden können. Dies wiederum führt zu einer ungleichmäßigen Vorspannung und im schlimmsten Fall zu der bereits erwähnten, unerwünschten Verkippung des Obermessers während des Scherschneidprozesses. Weiterhin nachteilig bei der Verwendung von Kunststoffen bzw. Elastomeren als Federwerkstoff ist das Setzverhalten dieser Werkstoffe, was während der Versuchsdurchführung zu einer veränderten Federvorspannung führt und somit die Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse beeinträchtigt.

Die Werkzeugsteifigkeit kann, wie bereits erwähnt, auch über die Kreisringfläche der massiven Federn verändert werden. Da der Innendurchmesser der Federelemente durch die Stahlhülse, welche einen Außendurchmesser von 14 mm aufweist, festgelegt ist, erfolgte die Steifigkeitsvariation ausschließlich über den Außendurchmesser der Federn.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden aus allen Werkstoffen Federelemente mit dem maximal möglichen Außendurchmesser von 32 mm hergestellt. Um während des Scherschneidprozesses möglichst große Schneidspaltveränderungen zu erzielen, wurden zudem aus der Magnesium-

legierung Federelemente für die Querrichtung mit einem Außendurchmesser von 24 mm angefertigt. Die gemäß Formel 6-1 berechneten theoretischen Steifigkeitswerte der angefertigten massiven Federelemente fasst Tabelle 6-1 zusammen. In Querrichtung ergeben sich hierbei aufgrund der bauraumbedingten, geringeren Ausgangslänge der massiven Federelemente bei gleichem Außendurchmesser höhere Steifigkeitswerte.

Tabelle 6-1: Theoretische Einzelfedersteifigkeiten der massiven Federelemente

| Werkstoff | Außendurchmesser [mm] | Normalsteifigkeit c_z [kN/mm] | Quersteifigkeit c_x [kN/mm] |
|------------------|---------------------------------|--|--|
| 1.2379 | 32 | 4539 | 6234 |
| EN AW 7075 | 32 | 1513 | 2078 |
| WE 43 | 32 | 951 | 1306 |
| | 24 | - | 599 |

Da sowohl in Normalen- als auch in Querrichtung jeweils zwei massive Federelemente parallel verwendet werden, errechnet sich die Gesamtfedersteifigkeit aus der Summe der Einzelfedersteifigkeiten (Wittel et al., 2015, S. 323). Demzufolge beträgt die theoretisch geringste im Versuchswerkzeug abbildbare Quersteifigkeit 1198 kN/mm. Eine weitere Reduzierung des Außendurchmessers der Federelemente und somit auch der Quersteifigkeit ist nicht möglich. Begleitend zur analytischen Berechnung durchgeführte linear-elastische FE-Simulationen zeigten, dass bei einer weiteren Reduzierung des Außendurchmessers die Gefahr besteht, dass die Druckspannungen in den Federelementen die Dehngrenze überschreiten. Demzufolge würden sich die Federelemente plastisch verformen und somit wären die Versuchsergebnisse nicht mehr auswertbar.

Bei der Berechnung der geringsten abbildbaren Werkzeugsteifigkeit gilt es jedoch zu beachten, dass die Struktur vor und nach den Federelementen ebenfalls eine gewisse Steifigkeit besitzt, so dass vereinfacht von einer Reihenschaltung von Federn ausgegangen werden kann. Folglich ist die tatsächliche Werkzeugsteifigkeit immer geringer als dieser theoretisch berechnete Wert. (Wittel et al., 2015, S. 323) Darüber hinaus ist das elastische Verhalten des Werkzeugs beispielsweise wegen der Vielzahl an Fügstellen nichtlinear, so dass zu dessen Beschreibung die Verlagerungskurve herangezogen werden muss (siehe Abschnitt 2.3).

6.2 Messung der Prozesskräfte und resultierenden Verlagerungen im Versuchswerkzeug

Nach der Entwicklung des Konzepts zur gezielten Variation der Werkzeugsteifigkeit erfolgte die Integration von Kraft- und Wegsensorik in das Versuchswerkzeug (siehe Kopp et al., 2016, S. 49–54). Ziel war einerseits eine getrennte Messung der Schneid- (F_S) und Querkraft (F_Q) sowie andererseits die messtechnische Erfassung sämtlicher Translations- und Rotationsbewegungen des federnd gelagerten Obermessers im Raum. Hierbei wurde ein besonderes Augenmerk darauf gelegt, dass die integrierte Sensorik das elastische Verhalten möglichst wenig beeinflusst. Wie im Stand der Kenntnisse dargestellt, reduzieren bisherige Konzepte vor allem zur Messung der Querkraft zum Teil deutlich die Quersteifigkeit des Werkzeugs, was den Scherschneidprozess und damit auch das Messergebnis negativ beeinflusst. Nur mit Kenntnis der tatsächlich auftretenden Prozesskräfte und der daraus resultierenden Verlagerungen kann das elastische Verhalten des Versuchswerkzeugs exakt beschrieben werden (siehe Abschnitt 2.3).

6.2.1 Konzept zur Messung der Prozesskräfte

Zur Messung der Prozesskräfte wurden Piezo-Messunterlagsscheiben des Typs 9102A der Firma Kistler, Winterthur, Schweiz, gewählt. Diese zeichnen sich durch einen hohen Messbereich bis 50 kN sowie einer hohen Steifigkeit von 3,5 kN/ μm bei kleinem Bauraum aus (Kistler Gruppe, 2009). Eine Abschätzung der maximalen Schneidkraft $F_{S,max}$ nach Formel 2-1 für den Blechwerkstoff S355MC bei einer Schnittlinienlänge von 50 mm ergab 76 kN. Da eine Abschätzung der maximal auftretenden Querkraft derzeit nicht möglich ist (siehe Abschnitt 2.1.4), sieht das Konzept sowohl in Normalen- als auch in Querrichtung jeweils zwei parallele Piezo-Kraftsensoren vor.

Bei der Verwendung von Piezo-Messunterlagsscheiben müssen besonders die Spannungen im Kraftsensor beachtet werden. Die Piezo-Keramiken sind sehr spröde und können unter Zugbeanspruchung brechen. Solche Zugspannungen entstehen beispielsweise bei einer außermittigen Krafteinleitung. Insbesondere bei senkrecht aufeinander stehenden Kräften, wie beispielsweise beim Scherschneiden, ist eine momentenfreie Krafteinleitung kaum möglich. Zur Kompensation der Zugspannungen werden Piezo-Messunterlagsscheiben daher vorgespannt, was jedoch den Messbereich einschränkt.

Für eine hohe Auflösung des Messsignals während der hochdynamischen Durchbruchphase (siehe Abschnitt 2.1.2) ist es notwendig, die Kraftmessung möglichst nahe am Ort der Kraftentstehung, also an den Schneidkanten durchzuführen (Mair, 2016, S. 75–76). Im Messkonzept ist daher vorgesehen, die Kraftsensoren nahe am Obermesser zu platzieren. Der begrenzte Bauraum stellte bei der Lasttrennung zwischen Schneid- und Querkraft eine besondere

Herausforderung dar. Daher wurde ein Messkonzept erarbeitet, bei dem die Lasttrennung über eine verschiebbare Lagerung realisiert wird. Die Prinzipskizze zeigt Abbildung 6-3.

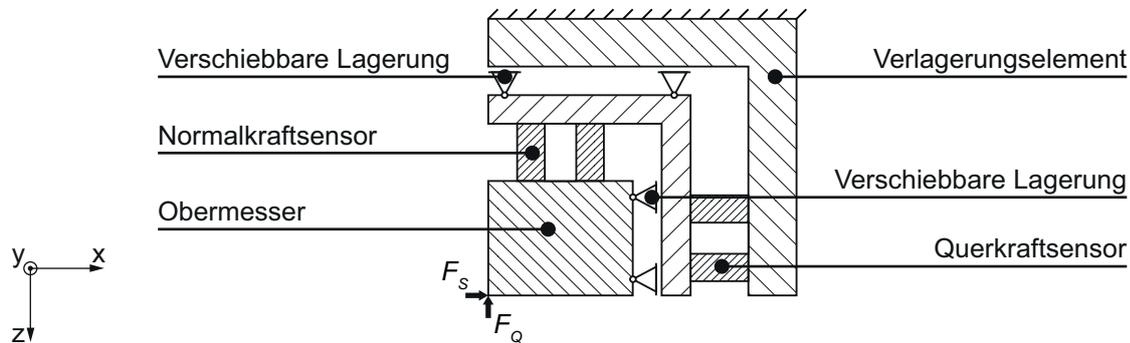


Abbildung 6-3: Prinzipskizze der Lasttrennung mittels verschiebbarer Lager

Ein weiterer Vorteil dieses Konzepts besteht darin, dass die Lagerung das aus der Schneid- (F_s) und Querkraft (F_Q) resultierende Biegemoment aufnimmt. Dadurch sind die Piezo-Messunterlagsscheiben zusätzlich vor einem Bruch der Piezo-Keramik geschützt. Ferner werden diese im Kraftnebenschluss eingebaut, was einerseits nochmals die Sicherheit gegenüber einer mechanischen Beschädigung erhöht und andererseits eine hohe Steifigkeit des Messaufbaus gewährleistet. Demzufolge wird die Werkzeugsteifigkeit durch die Sensorintegration nur unwesentlich herabgesetzt. Die konstruktive Umsetzung dieses Messkonzepts ist in Abbildung 6-4 dargestellt.

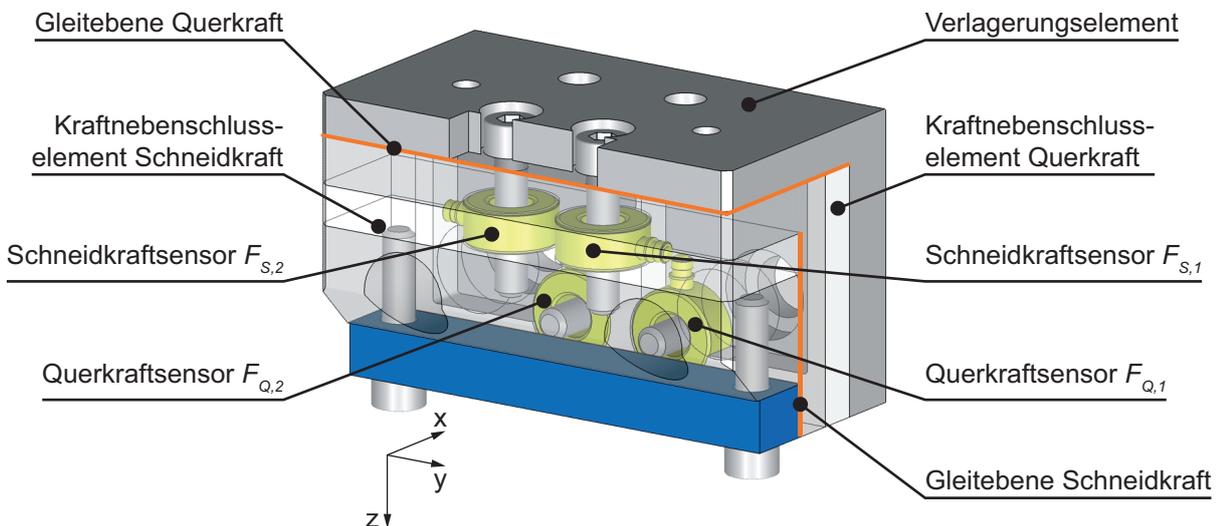


Abbildung 6-4: CAD-Modell mit integrierter Kraftsensorik im Verlagerungselement

Die verschiebbare Lagerung wurde über eine Stahl-Stahl-Gleitlagerung realisiert. Hierbei handelt es sich um Ebenen im Verlagerungselement, in welchen keine Verschraubung vorhanden ist, so dass eine Gleitbewegung stattfinden kann. Diese Form der Lagerung zeichnet sich durch seine sehr hohe Steifigkeit aus. Die Gleitebenen sind in vorheriger Abbildung orangefarbig markiert.

Begleitend zur konstruktiven Auslegung wurden linear-elastische FE-Simulationen durchgeführt. Diese zielten primär darauf ab, die Spannungen in den Piezo-Messunterlagsscheiben zu berechnen, um eine Beschädigung während der Versuchsdurchführung zu verhindern. Aus Symmetriegründen wurde ein Halbmodell des Verlagerungselements mit dem Programm ABAQUS Version 6.12 des Unternehmens Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, USA, simuliert. Die Krafteinleitung erfolgte als Flächenlast über das Obermesser. Hierbei wurde ein Sicherheitsfaktor von 1,7 definiert. Dementsprechend wurde eine Schneidkraft von 130 kN angenommen. Wie bereits im Stand der Kenntnisse (siehe Abschnitt 2) erörtert, kann die maximale Querkraft derzeit nicht exakt abgeschätzt werden. Die Literaturangaben variieren von 2 % bis 50 % der maximalen Schneidkraft. Für die Auslegungsrechnung wurde aus diesem Grund ein mittlerer Wert von 30 % als maximale Querkraft angenommen.

Abbildung 6-5 (a) zeigt die Vergleichspannungen nach von Mises im belasteten Verlagerungselement. Die Auswertung der Hauptspannungen im belasteten Schneidkraftsensor ergab unter den genannten Randbedingungen eine reine Druckbeanspruchung bei einer maximalen Druckspannung von 114 MPa (Abbildung 6-5 (b)). Im Querkraftsensor wurde ebenfalls eine reine Druckbeanspruchung festgestellt. Die Maximalwerte lagen hier bei 51 MPa (Abbildung 6-5 (c)). Neben den Hauptspannungen in den Piezo-Messunterlagsscheiben, welche hier ausschließlich im Druckbereich auf einem sehr niedrigen Niveau liegen, ist auch der Spannungsgradient von besonderer Bedeutung. Dieser gibt Aufschluss darüber, wie homogen die Krafteinleitung erfolgt. Da auch hier keine extremen Spannungsgradienten feststellbar sind, kann eine mechanische Beschädigung der Kraftsensoren während des Betriebs ausgeschlossen werden.

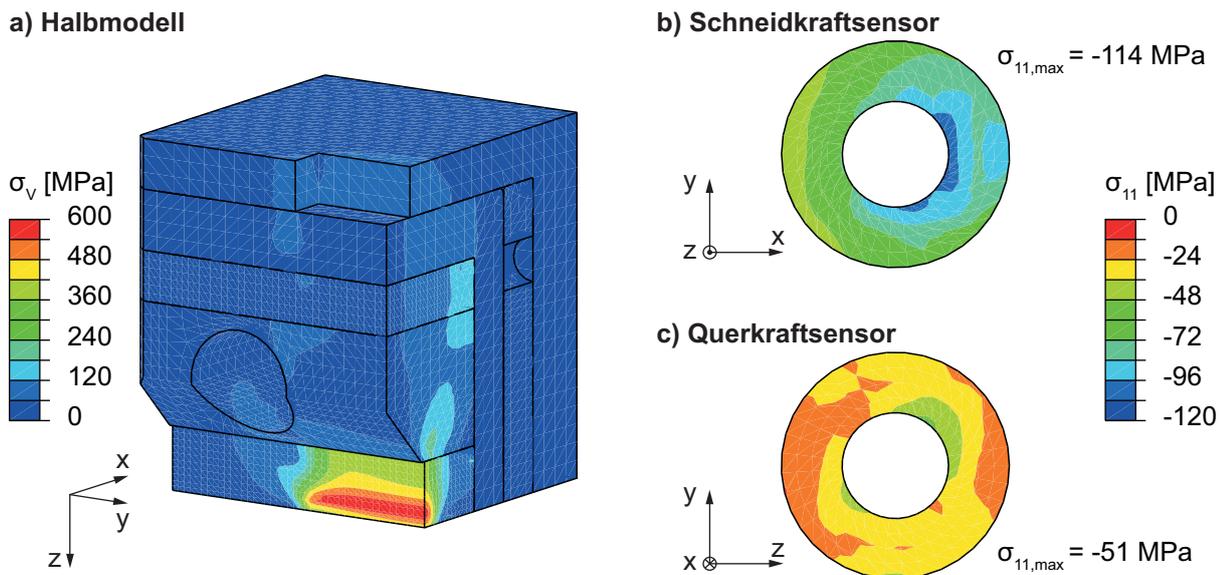


Abbildung 6-5: Auslegungssimulation: a) Vergleichsspannungen im belasteten Verlagerungselement; b) Hauptspannungen im belasteten Schneidkraftsensor; c) Hauptspannungen im belasteten Querkraftsensor

6.2.2 Konzept zur Messung der Verlagerungen

Zur Messung der aus den Prozesskräften in Normalen- und Querrichtung resultierenden Verlagerungen des federnd gelagerten Obermessers wurden insgesamt sechs hochauflösende Wirbelstromsensoren der Firma Micro-Epsilon ($\mu\epsilon$), Ortenburg, in das Versuchswerkzeug integriert. Ziel war die messtechnische Erfassung sämtlicher Translations- und Rotationsbewegungen des Obermessers im Raum. Einzige Ausnahme stellte die Translationsbewegung in y-Richtung dar. Diese wurde aufgrund des symmetrischen Werkzeugaufbaus bezüglich der x-z-Ebene nicht erfasst.

Zur Messung der Schneidspaltveränderung (Verlagerung in x-Richtung; $x_{x,1}$, $x_{x,2}$) sowie zur Messung der Rotation des Obermessers um die z-Achse wurden zwei Sensoren des Typs EPS08 verwendet. Diese Wirbelstromsensoren verfügen über einen Messbereich von 0 – 0,8 mm (Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG, 2015a). Sie sind am Untermesser befestigt und nutzen als sogenanntes Messtarget das Obermesser. Drei weitere Sensoren des Typs U1 befinden sich im Stempelhalteblock. Als Messtarget dient die Oberseite des Verlagerungselements. Im Unterschied zu den Sensoren des Typs EPS08 weisen diese Wirbelstromsensoren einen Messbereich von 0 – 1 mm auf (Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG, 1999). Sie sind so angeordnet, dass sie eine Ebene aufspannen. Dadurch kann neben der translatorischen Verlagerung des Obermessers in z-Richtung ($x_{z,1}$, $x_{z,2}$, $x_{z,3}$) auch die Rotation um die x- und y-Achse ausgewertet werden. Der sechste Wirbelstromsensor des Typs EPS2 mit einem Messbereich von 0 – 2 mm ist an der Kopfplatte des Versuchswerkzeugs befestigt und misst in x-Richtung gegen die Führungsfläche des Stempelhalteblocks (Micro-Epsilon

Messtechnik GmbH & Co. KG, 2015a). Dadurch lässt sich das Führungsspiel $x_{x, Spiel}$ des Stempelhalteblocks in der Führungsplatte messtechnisch erfassen. Das CAD-Modell samt integrierter Wegsensorik zeigt Abbildung 6-6.

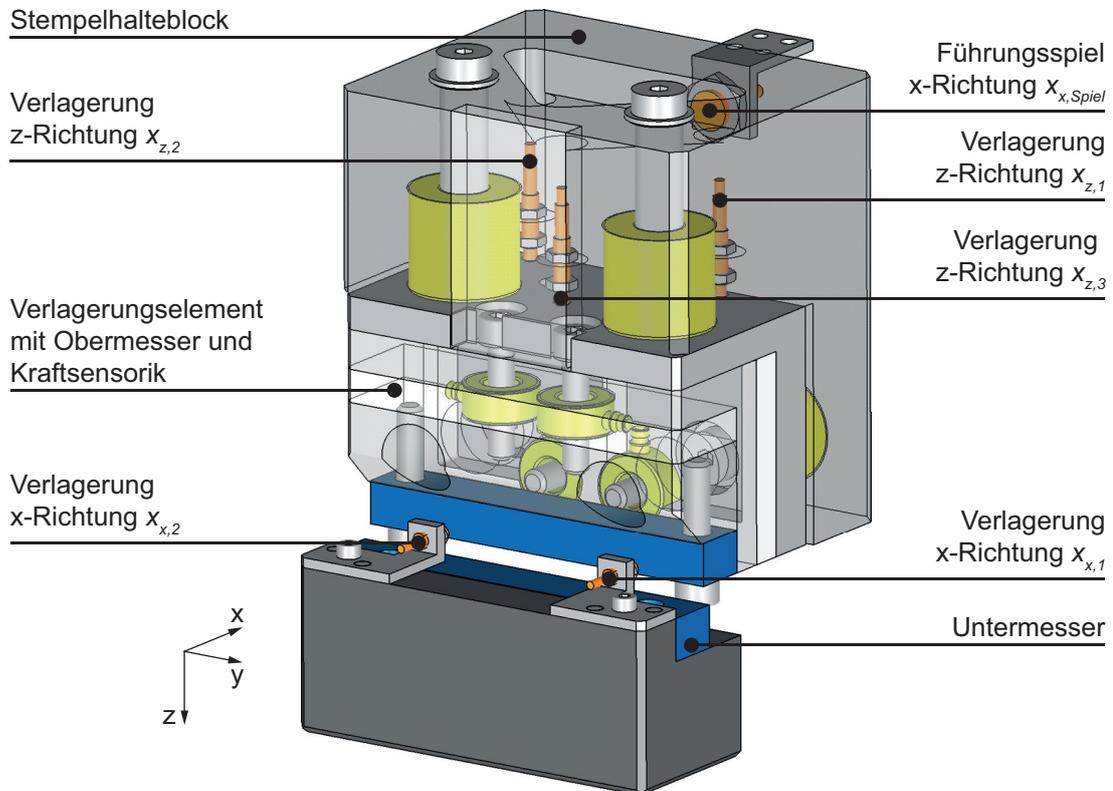


Abbildung 6-6: CAD-Modell mit integrierter Kraft- und Wegsensorik

Um die Prozesskräfte und resultierenden Verlagerung der jeweiligen Position des Stößels zuordnen zu können, wird außerhalb des Versuchswerkzeugs ein weiterer Wirbelstromsensor des Typs U40 ebenfalls von der Firma Micro-Epsilon ($\mu\epsilon$), Ortenburg, eingesetzt. Dieser verfügt über einen Messbereich von 0 – 40 mm und dient zur Messung des Stößelwegs $x_{z, Stößel}$.

6.2.3 Messdatenerfassung

Abbildung 6-7 zeigt das Blockdiagramm des gesamten Signalfusses von den einzelnen im Versuchswerkzeug integrierten Kraft- und Wegsensoren bis hin zur Visualisierung, Aufbereitung und Speicherung der Messdaten.

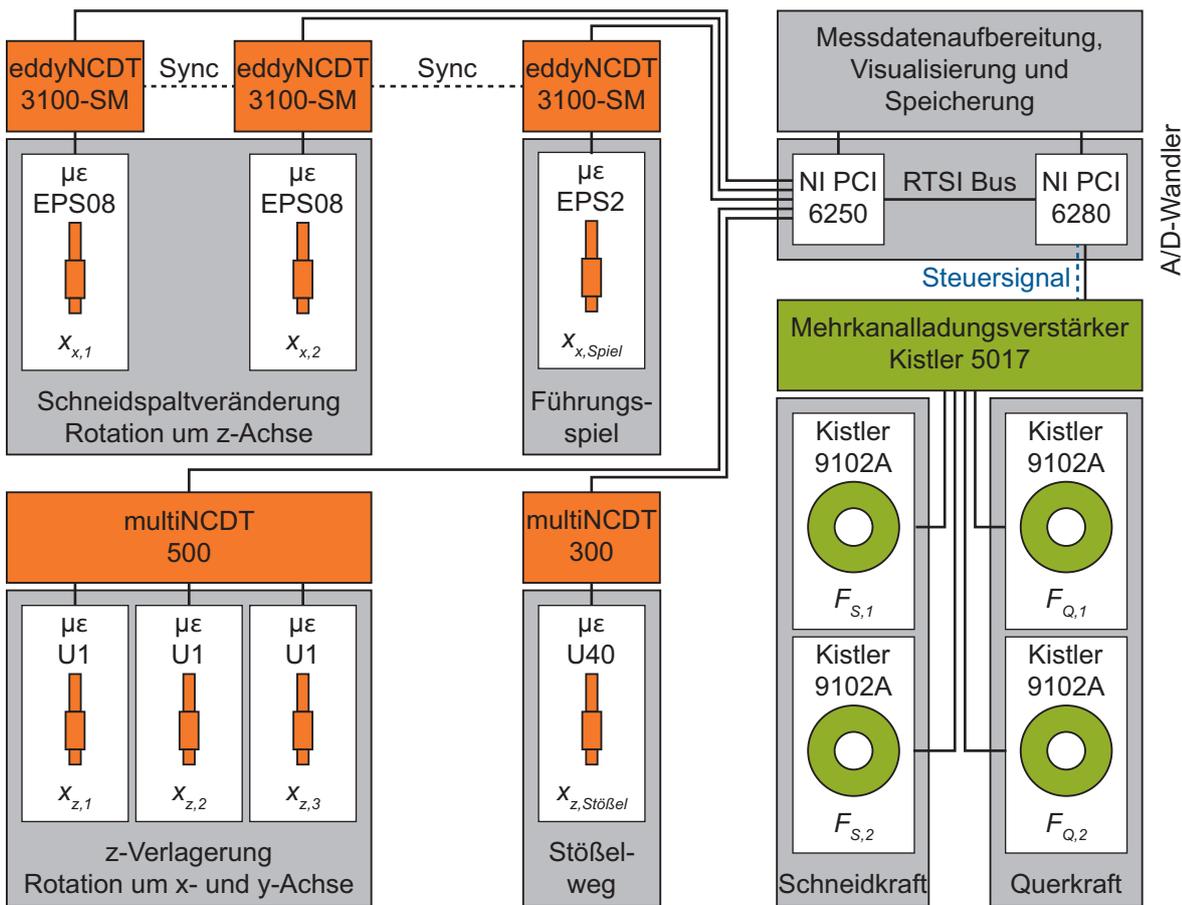


Abbildung 6-7: Blockdiagramm des Signalflusses

Die Messdatenerfassung erfolgte mit zwei hochpräzisen Datenerfassungsmodulen des Typs NI PCI 6250 und NI PCI 6280 der Firma National Instruments, Austin (Texas), USA. Beide Messkarten wurden über einen RTSI Hochgeschwindigkeitsbus zeitlich synchronisiert. Dies ist notwendig, um sämtliche Messsignale in einer späteren Auswertung zueinander in Beziehung setzen zu können. Zur Ansteuerung der Messkarten sowie zur Messdatenverarbeitung und Auswertung wurde das Softwarepaket LabView 2013 (National Instruments) verwendet.

Um die Prozesskräfte erfassen zu können, werden die von den Piezo-Messunterlagsscheiben erzeugten Ladungen zunächst von einem nachgeschalteten Mehrkanal-Ladungsverstärker des Typs 5017B der Firma Kistler, Winterthur, Schweiz, aufbereitet und in elektrische Spannungssignale umgewandelt. Die Digitalisierung dieser Spannungssignale erfolgt durch das Datenerfassungsmodul NI PCI 6280 mit einer Auflösung von 18 bit und einer Abtastrate von 125 kHz je Messkanal (National Instruments, 2008a). Darüber hinaus wird ein Digitalausgang dieses Datenerfassungsmoduls zur Fernsteuerung des Ladungsverstärkers verwendet.

Für die A/D-Wandlung sämtlicher elektrischer Spannungssignale der Wirbelstrom-Wegmesssysteme, jeweils bestehend aus dem Sensor und einer Signalaufbereitungselektronik, steht die Messkarte NI PCI 6250 mit einer Summenabtastrate von 1,25 MHz bei einer Auflösung von

16 bit zur Verfügung (National Instruments, 2008b). Demzufolge konnte auch hier eine Abtastrate von 125 kHz je Messkanal realisiert werden. Da die Wirbelstromsensoren zur Messung der Verlagerungen in x-Richtung ($x_{x,1}$, $x_{x,2}$ und $x_{x,Spiel}$) sehr nahe zueinander angeordnet sind, ist eine gegenseitige Beeinflussung aufgrund geringfügig unterschiedlicher Oszillatorfrequenzen möglich. Um dies zu verhindern, werden diese drei Wegmesssysteme miteinander synchronisiert. (Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG, 2015a) Auch die in z-Richtung messenden Wirbelstromsensoren des Typs U1 werden durch die Steuerelektronik eddyNCDT500 mit einem Wechselstrom mit nur einer Oszillatorfrequenz beaufschlagt, so dass auch hier eine gegenseitige Beeinflussung ausgeschlossen werden kann (Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG, 1999).

6.2.4 Kalibrierung der Kraft- und Wegsensorik

Nach erfolgter Sensorintegration in das Versuchswerkzeug wurden sämtliche Wirbelstrom-Wegmesssysteme gemäß Herstellerangabe mit drei Referenzpunkten kalibriert. Dies sind der Messbereichsanfang, das Messbereichsende sowie die Messbereichsmittle. Hierzu kam eine Präzisions-Mikrometerkalibriervorrichtung der Firma Micro-Epsilon ($\mu\epsilon$), Ortenburg, zum Einsatz. Diese drei charakteristischen Punkte dienen zum Abgleich des Nullpunkts, des Verstärkungsfaktors sowie der Linearität. (Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG, 2015b)

Die Kalibrierung der Kraftsensoren stellte eine besondere Herausforderung dar. Im ersten Schritt wurde auf der institutseigenen Universal-Zug-Druck-Prüfanlage (siehe Abschnitt 4.2.1) sowohl in z- (Schneidkraft) als auch x-Richtung (Querkraft) eine einachsige Kalibrierung durchgeführt. Diese Vorgehensweise würde bei einer vollständigen Lasttrennung zwischen den Schneid- und Querkraftsensoren ausreichen. Aufgrund von Reibung in den Gleitebenen wird im vorliegenden Fall jedoch keine vollständige Lasttrennung erreicht. Darüber hinaus erfolgt beim Scherschneiden die Krafteinleitung immer über eine kleine Fläche sehr nahe an der Schneidkante (siehe Abbildung 2-8) und damit stark außermittig. Demzufolge entsteht beispielsweise bei einer reinen Belastung in z-Richtung immer ein überlagertes Moment, was wiederum das Signal der Querkraftsensoren beeinflusst. In umgekehrter Richtung kann dieser Effekt ebenfalls beobachtet werden.

Der Kraftfluss durch die Piezo-Messunterlagsscheiben und somit das Messsignal ist zudem stark vom Verhältnis Schneid- zu Querkraft abhängig. Auch dies liegt in der außermittigen Krafteinleitung begründet. Eine schematische Darstellung des Kraftflusses in Abhängigkeit der Krafteinleitungsrichtung zeigt Abbildung 6-8.

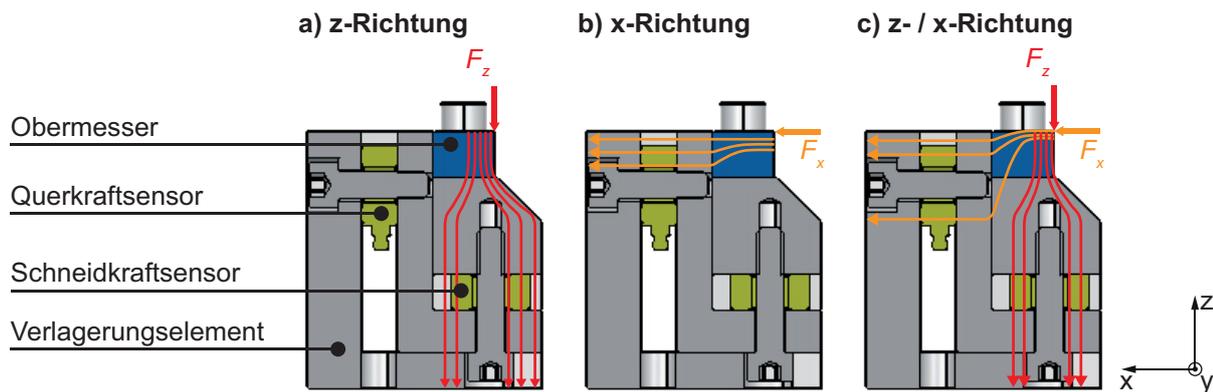


Abbildung 6-8: Schematischer Kraftfluss im Verlagerungselement bei unterschiedlicher Kräfteinleitung: a) z-Richtung einachsige; b) x-Richtung einachsige; c) z- / x-Richtung überlagert

Die vorherige Abbildung verdeutlicht die Notwendigkeit, zusätzlich zur einachsigen Kalibrierung der Kraftsensorik eine mehrachsige, überlagerte Kalibrierung durchzuführen. Hierfür konnte eine spezifische Mehrachs-Kalibrieranlage der Firma Kistler in Winterthur, Schweiz, verwendet werden. Um den Scherschneidvorgang mit offener Schnittlinie möglichst exakt abzubilden, wurde der Messaufbau im ersten Kalibrierschritt mit einer konstanten Kraft in z-Richtung beaufschlagt, da auch beim Scherschneidvorgang mit Auftreffen des Obermessers auf das Blech zunächst die in z-Richtung wirkende Schneidkraft ansteigt. Im nächsten Kalibrierschritt erfolgte die Beaufschlagung des Messaufbaus mit einer überlagerten Kraftkomponente in x-Richtung. Um eine hohe Genauigkeit der Kalibrierung zu gewährleisten, wurden sowohl in z- als auch in x-Richtung mehrere Kraftniveaus bis jeweils 100 kN und verschiedenste Kraftverhältnisse untersucht. Die Vorgehensweise während der Kalibrierung ist nochmals in Abbildung 6-9 (a) skizziert. Ferner zeigt Abbildung 6-9 (b) je einen qualitativen Kraftverlauf der Kalibrierkräfte in z- und x-Richtung.

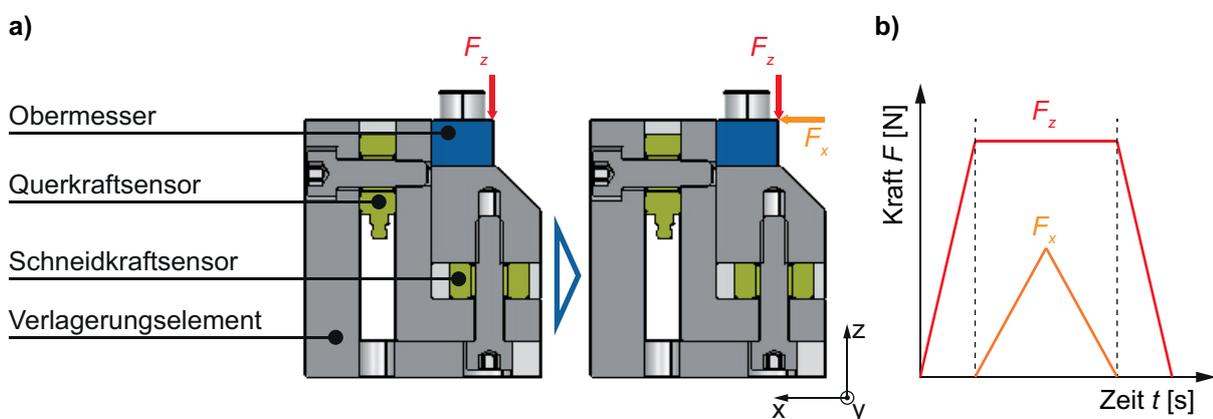


Abbildung 6-9: Vorgehensweise während der zweiachsigen-überlagerten Kalibrierung: a) schematische Darstellung; b) qualitative Kraftverläufe

Für die Erstellung der Skalierungsfunktion, mit deren Hilfe das elektrische Spannungssignal eines Kraftsensors in einen Kraftwert umgerechnet werden kann, wurde die Symmetrie des Messaufbaus bezüglich der x-z-Ebene ausgenutzt. Demzufolge wurde im Rahmen der Auswertung der Kalibrierung jedes Kraftsensorpaar, bestehend aus einem Schneid- und Querkraftsensor, separat betrachtet. Der erste Schritt der Auswertung bestand darin, die aus der einachsigen und mehrachsigen Kalibrierung resultierenden elektrischen Spannungen beider Sensoren des betrachteten Sensorpaars über die Kalibrierkräfte in z- und x-Richtung aufzutragen. Um das Messsignal der Kraftsensoren auch im negativen Kraftbereich skalieren zu können, wurden im nächsten Schritt zusätzliche Stützpunkte mittels linearer Extrapolation erzeugt. Anschließend wurde mit dem Softwarepaket MATLAB® der The MathWorks Inc., Natick, USA, eine Spline-Interpolation zwischen den Datenpunkten durchgeführt und so für jeden Kraftsensor eine Skalierungsfunktion (Ebenenfunktion) generiert. Exemplarisch sind in Abbildung 6-10 die Skalierungsfunktionen für den Schneidkraftsensor $F_{S,1}$ und den Querkraftsensor $F_{Q,1}$ dargestellt. Die Messpunkte aus der Kalibrierung sowie die durch Extrapolation generierten Stützpunkte im negativen Kraftbereich sind hierbei durch blaue Punkte markiert. Mit diesen, für jeden Kraftsensor individuell berechneten Skalierungsfunktionen, kann nun jedem beliebigen elektrischen Spannungspaar, bestehend aus dem Spannungssignal eines Schneid- und Querkraftsensors, eindeutig ein Schneid- bzw. Querkraftwert zugeordnet werden. Für diesen Berechnungsschritt wurde ebenfalls mit dem Softwarepaket MATLAB® ein Programmcode erstellt.

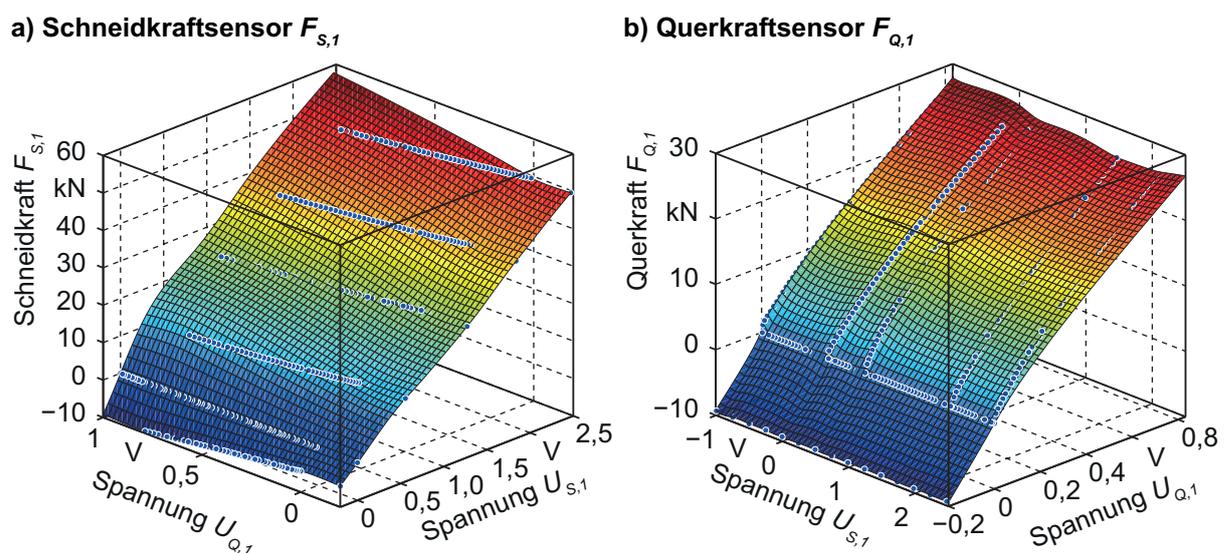


Abbildung 6-10: Skalierungsfunktionen für das Kraftsensorpaar 1: a) Schneidkraftsensor $F_{S,1}$; b) Querkraftsensor $F_{Q,1}$

7 Versuchsbeschreibung und Durchführung

7.1 Einzelhubversuche

Die Scherschneidversuche im Einzelhub wurden an der in Abschnitt 4.1 genannten mechanischen Schnellläuferpresse durchgeführt. Das verwendete Versuchswerkzeug wird in Abschnitt 6 beschrieben.

7.1.1 Prozessparameter

Die Einzelhubversuche wurden ausschließlich mit dem thermomechanisch gewalzten Stahlwerkstoff S355MC mit einer Blechdicke von $s = 4,0$ mm durchgeführt. Wie in Abschnitt 5.1 erwähnt, lag dieser Blechwerkstoff grundbeölt in Streifenform mit einer Breite von 50 mm vor. Mit Hilfe des Servo-Vorschubapparats der Presse wurde eine konstante Abschnittlänge von 10 mm eingestellt. Die Hubzahl der Presse betrug bei allen Versuchsreihen im Einzelhub 60 Hübe/Minute. Hieraus ergab sich bei der gewählten Hubhöhe von 19 mm und unter Berücksichtigung der Eintauchtiefe von 1 mm eine Anschnittgeschwindigkeit von 55 mm/s. Sämtliche Versuche wurden ohne zusätzliche Beölung des Blechwerkstoffs durchgeführt.

Im Rahmen der Einzelhubversuche erfolgte zunächst die systematische Untersuchung des Scherschneidvorgangs mit offener Schnittlinie, um die Wirkzusammenhänge zwischen der Werkzeugsteifigkeit und den Prozesskräften und resultierenden Verlagerungen sowie der Schnittflächenausprägung herauszuarbeiten. Dies geschah bei einem relativen Schneidspalt von 10 %. Die Einstellung des Schneidspalts erfolgte hierbei über das Obermesser, welches entsprechend eingeschliffen wurde. Um vergleichbare Schneidbedingungen bei allen Einzelhubversuchsreihen zu erhalten, wurden die Schneidkanten der Werkzeugaktivelemente gezielt mit einem sehr kleinen Schneidkantenradius von 30 μm versehen. Dies geschah durch CNC optisches Profilschleifen. Zur Überprüfung der Schneidkantenengeometrie wurden an den Werkzeugaktivelementen taktile Messungen nach dem Tastschnittverfahren durchgeführt (siehe Abschnitt 4.2.2).

Als nächstes wurde der Einfluss des Schneidspalts sowie des Aktivelementverschleißes auf die Prozesskräfte und resultierenden Verlagerungen sowie die Schnittflächenausprägung untersucht. Hierzu wurde zunächst im Rahmen einer Versuchsreihe ein relativer Schneidspalt von 2,5 % der Blechdicke über das Obermesser eingestellt. Um fortschreitenden abrasiven Werkzeugverschleiß abzubilden, wurden weitere Untersuchungen bei einem Schneidkantenradius von 300 μm durchgeführt. Die Schneidkantenverrundung erfolgte hierbei wiederum durch CNC optisches Profilschleifen. Da aufgrund der größeren Reibbewegung zwischen dem Werkzeugaktivelement und dem Blechwerkstoff ein größerer Verschleiß am Obermesser erwartet wird, wurde der Schneidkantenradius von 300 μm nur dort angebracht.

Ein wesentliches Ziel der Einzelhubversuche war die Untersuchung des Einflusses der Werkzeugsteifigkeit auf die Prozesskräfte und resultierenden Verlagerungen sowie auf die Schnittflächenausprägung. Daher wurde in zusätzlichen Versuchsreihen die Werkzeugsteifigkeitskonfiguration sowohl in z- (Normalenrichtung) als auch in x-Richtung (Querichtung) systematisch variiert. Dies geschah durch unterschiedliche massive Federelemente, welche sich im direkten Kraftfluss hinter dem Obermesser befinden (siehe Abschnitt 6.1). Der relative Schneidspalt bei diesen Versuchen betrug 10 %. Da bei verschlissenen Werkzeugaktivelementen, wie im Stand der Kenntnisse dargestellt (siehe Abschnitt 2.5), höhere Prozesskräfte und damit auch höhere Verlagerungen erwartet werden, wurde ausschließlich ein Obermesser mit einem Schneidkantenradius von 300 μm verwendet.

Tabelle 7-1 stellt nochmals die Versuchsmatrix zusammengefasst dar.

Tabelle 7-1: Versuchsmatrix der Einzelhubversuche

| Nr. | Farbe | SSP [%] | Schneidkantenradius [μm] | | Werkzeugsteifigkeitskonfiguration (Werkstoff und Durchmesser der Federn) | |
|-----|---|------------|--|------------------|---|---|
| | | | Ober- messer | Unter- messer | z-Richtung $C_{WKZ,z}$ | x-Richtung $C_{WKZ,x}$ |
| A |  | 10 | 30 | 30 | 1.2379 $\varnothing 32$ mm mit Abstützblech | 1.2379 $\varnothing 32$ mm mit Abstützblech |
| B |  | 2,5 | 30 | 30 | 1.2379 $\varnothing 32$ mm mit Abstützblech | 1.2379 $\varnothing 32$ mm mit Abstützblech |
| C |  | 10 | 300 | 30 | 1.2379 $\varnothing 32$ mm mit Abstützblech | 1.2379 $\varnothing 32$ mm mit Abstützblech |
| D |  | 10 | 300 | 30 | 1.2379 $\varnothing 32$ mm ohne Abstützblech | 1.2379 $\varnothing 32$ mm ohne Abstützblech |
| E |  | 10 | 300 | 30 | EN AW 7075 $\varnothing 32$ mm ohne Abstützblech | EN AW 7075 $\varnothing 32$ mm ohne Abstützblech |
| F |  | 10 | 300 | 30 | WE 43 $\varnothing 32$ mm ohne Abstützblech | WE 43 $\varnothing 32$ mm ohne Abstützblech |
| G |  | 10 | 300 | 30 | 1.2379 $\varnothing 32$ mm ohne Abstützblech | WE 43 $\varnothing 24$ mm ohne Abstützblech |

Wie im Stand der Kenntnisse (siehe Abschnitt 2.4.1) erörtert, beeinflusst die Rauigkeit der Werkzeugaktivelemente wesentlich den Werkstofffluss in die Scherzone und damit die Prozesskräfte und Schnittflächenausprägung. Um diese Wirkzusammenhänge systematisch zu untersuchen, wurde in einer anschließenden Versuchsreihe im Rahmen der Einzelhubversuche gezielt die Rauigkeit der Werkzeugaktivelemente variiert. Da im offenen Schnitt der Werkstofffluss verstärkt unter dem Obermesser zu beobachten ist (Nothhaft, 2014, S. 78),

wurde nur die Rauigkeit des Obermessers verändert. Neben einem Obermesser mit einer geschliffenen Oberfläche kam ein Obermesser mit einer nachträglich polierten Oberfläche zur Anwendung. Das Untermesser wies immer eine geschliffene Oberflächenstruktur auf. Die sich durch die spezifische Oberflächenbearbeitung ergebenden arithmetischen Mittenrauwerte R_a der Werkzeugaktivelemente fasst Tabelle 7-2 zusammen. Sie wurden mit dem in Abschnitt 4.2.2 vorgestellten taktilen Messsystem an der Mantel- und Stirnfläche jeweils senkrecht und parallel zur Schneidkante gemessen.

Tabelle 7-2: *Arithmetische Mittenrauwerte R_a der Werkzeugaktivelemente an Stirn- und Mantelfläche*

| Nr. | Farbe | Werkzeug- aktivelement | Ausrichtung zur Schneidkante | Mantelfläche | Stirnfläche |
|-----|--|----------------------------|---------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|
| | | | | R_a -Wert [μm] | R_a -Wert [μm] |
| H-1 |  | Obermesser geschliffen | Parallel | 0,102 | 0,255 |
| | | | Senkrecht | 0,506 | 0,144 |
| H-2 |  | Obermesser poliert | Parallel | 0,073 | 0,056 |
| | | | Senkrecht | 0,152 | 0,056 |
| H | | Untermesser geschliffen | Parallel | 0,065 | 0,080 |
| | | | Senkrecht | 0,273 | 0,259 |

Ferner wurde auch der arithmetische Mittenrauwert an der Blechoberfläche gemessen. Dieser betrug in Vorschubrichtung $1,350 \mu\text{m}$, wohingegen quer dazu ein R_a -Wert von $1,368 \mu\text{m}$ gemessen werden konnte.

Durch das mechanische Polieren des Obermessers stellte sich an der Schneidkante ein Radius von $50 \mu\text{m}$ ein. Um die Vergleichbarkeit innerhalb dieser Versuchsreihe zu gewährleisten, wurde aus diesem Grund sowohl am geschliffenen Obermesser als auch am Untermesser ein Schneidkantenradius von $50 \mu\text{m}$ angeschliffen. Die Überprüfung der Schneidkantengeometrie erfolgte wiederum durch taktile Messungen nach dem Tastschnittverfahren. Der Schneidspalt wurde über das Obermesser auf 7 % der Blechdicke eingestellt. Das Versuchswerkzeug wies sowohl in z- als auch x-Richtung die größtmögliche Steifigkeit auf.

7.1.2 Auswertung der Messdaten

Die Weiterverarbeitung und Auswertung der Messdaten erfolgte mit einer im Softwarepaket LabView 2013 (Firma National Instruments, Austin (Texas), USA) programmierten Auswertesoftware. Im ersten Schritt der Auswertung werden sämtliche Sensorsignale skaliert. Während zur Skalierung der Wegsignale die jeweilige Skalierungsfunktion direkt in die Auswertesoftware implementiert werden konnte, erfolgte die Kraftskalierung über das LabView MathScript RT Module, mit dessen Hilfe der im Rahmen der Kalibrierung in MATLAB® erzeugte Programmcode direkt ausgeführt werden kann (siehe Abschnitt 6.2.4). Nach erfolgter Skalierung der vier Kraftsignale werden im nächsten Auswerteschritt jeweils die Kraftsignale der beiden Schneidkraftsensoren $F_{S,1}$ und $F_{S,2}$ sowie der beiden Querkraftsensoren $F_{Q,1}$ und $F_{Q,2}$ addiert.

Im Rahmen der Auswertung der Wegsignale muss darüber hinaus berücksichtigt werden, dass Fertigungstoleranzen, wie beispielsweise die Ebenheit geschliffener Flächen, zu einem systematischen Fehler führen können. Dies tritt vor allem dann auf, wenn sich das geschliffene Messtarget relativ zur Sensorachse bewegt. Daher wurden bei jeder Versuchsreihe zusätzlich Leerhübe durchgeführt. Hierzu wurde der Blechstreifen um eine Vorschublänge zurückgezogen und Messungen ohne Schneidvorgang durchgeführt. Durch Subtraktion der Messergebnisse des Leerhubs von den Ergebnissen der Schneidversuche wird dieser systematische Fehler eliminiert. Dieser Berechnungsschritt wird im Auswerteprogramm für alle in x-Richtung messenden Wirbelstromsensoren ausgeführt. Für die in z-Richtung messenden Wirbelstromsensoren ist dies nicht notwendig, da keine Relativbewegung des Messtargets zu den Wegsensoren stattfindet und somit der systematische Fehler nicht auftritt.

7.1.3 Auswertung der Schnittteile

Zur Quantifizierung der Schnittflächenkenngrößen gemäß VDI 2906-2 erfolgten taktile Messungen nach dem Tastschnittverfahren. Hierbei kam der in Abschnitt 4.2.2 beschriebene Profilmessplatz zum Einsatz. Ausgewertet wurden die Kanteneinzugshöhe h_E , die Glattschnitthöhe h_S , die Bruchflächenhöhe h_B , die Grathöhe h_G sowie der Bruchflächenwinkel β . Pro Versuchsreihe wurden fünf Schnittteile an jeweils fünf Messstellen vermessen. Die Positionen der Messstellen zeigt Abbildung 7-1. Zur Generierung der numerischen Werte der Schnittflächenkenngrößen wurde aus den 25 Messstellen der arithmetische Mittelwert gebildet.

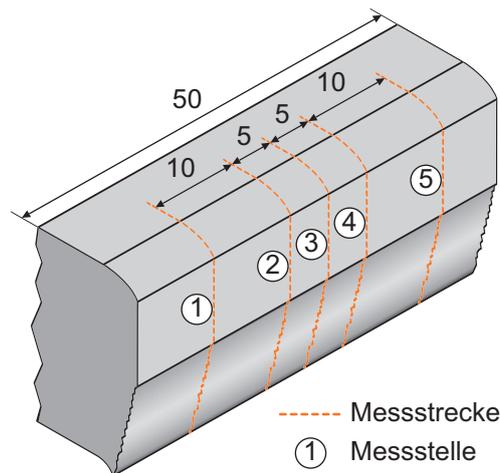


Abbildung 7-1: Messstellen der taktilen Messung der Schnittflächenkenngrößen

7.2 Dauerhubversuche

Die Dauerhubversuche wurden in Analogie zu den Einzelhubversuchen an der mechanischen Schnellläuferpresse (siehe Abschnitt 4.1) mit dem in Abschnitt 6 beschriebenen Versuchswerkzeug durchgeführt.

7.2.1 Prozessparameter

Im Rahmen der Dauerhubversuche wurde der bainitische Stahl SZBS800 geschnitten. Dieser Blechwerkstoff wies eine Blechdicke von $s = 2,0$ mm auf. Er lag, wie in Abschnitt 5.1 erwähnt, als Spaltband mit einer Breite von 50 mm vor. Die Vorschublänge wurde über den Servovorschub der mechanischen Schnellläuferpresse auf 5 mm eingestellt. Die Versuche wurden bei einer Betriebshubzahl von 200 Hübe/Minute durchgeführt. Bei der gewählten Hubhöhe von 19 mm ergab sich aus der spezifischen Kinematik der Schnellläuferpresse eine Anschnittgeschwindigkeit von 150 mm/s. Die Eintauchtiefe betrug 1 mm.

Während der gesamten Dauerhubversuche wurden die Prozessparameter Schneidspalt, Schneidkantenradius, Aktivelementwerkstoff und dessen Härte nicht verändert. Der Schneidspalt wurde über das Obermesser auf 8 % der Blechdicke eingestellt. Dies entspricht einem Wert, wie er im industriellen Umfeld für einen Werkstoff dieser Festigkeitsklasse beim offenen Schnitt angewandt wird. Alle Werkzeugaktivelemente wurden aus dem Werkzeugstahl X153CrMoV12 hergestellt und wiesen eine Härte von 58+1 HRC auf. Der Radius der Schneidkanten der Werkzeugaktivelemente betrug 50 μm , um ein frühzeitiges Versagen durch Schneidkantenausbrüche zu verhindern. Die Herstellung der Radien erfolgte in Analogie zu den Einzelhubversuchen durch CNC optisches Profilschleifen.

Zur umfassenden Analyse der Wirkzusammenhänge zwischen der Werkzeugsteifigkeit und dem Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente wurden die Verschleißuntersuchungen

mit zwei unterschiedlichen Werkzeugsteifigkeitskonfigurationen durchgeführt. Als Referenz diente die Konfiguration mit der größten Steifigkeit in z- und x-Richtung. Dementsprechend wurden für diese Versuchsreihe sowohl in z- als auch x-Richtung Federelemente aus dem Stahlwerkstoff 1.2379 mit dem maximal möglichen Außendurchmesser von 32 mm verwendet. In Kombination mit den zusätzlich eingebauten Abstützblechen wird die maximale Werkzeugsteifigkeit erreicht (siehe Abschnitt 6.1). Im Rahmen der zweiten Versuchsreihe lag der Fokus auf einer möglichst geringen Werkzeugquersteifigkeit, um so während des Scherschneidprozesses größtmögliche Veränderungen des Schneidspalts zu erhalten. Daher fanden in x-Richtung Federelemente aus der Magnesiumlegierung WE 43 mit dem kleinstmöglichen Außendurchmesser von 24 mm Verwendung. Die Werkzeugsteifigkeit in Normalenrichtung sollte weiterhin größtmöglich sein. Demzufolge wurden hier wiederum die Federelemente aus 1.2379 mit einem Außendurchmesser von 32 mm eingesetzt. Im Unterschied zur Referenzversuchsreihe waren in dieser Versuchsreihe die Abstützbleche entfernt, um auch eine Verkippung des Obermessers um die y-Achse zuzulassen. Die Versuchsmatrix der Dauerhubversuche zeigt Tabelle 7-3.

Tabelle 7-3: Versuchsmatrix der Dauerhubversuche

| Nr. | Blechwerkstoff | Werkzeugsteifigkeitskonfiguration (Werkstoff Durchmesser der Federn) | | Nomenklatur |
|-----|----------------|---|-------------------------------------|-------------------|
| | | z-Richtung | x-Richtung | |
| 1 | SZBS800 | 1.2379 Ø32 mm mit Abstützblech | 1.2379 Ø32 mm mit Abstützblech | 1 <Teileanzahl> |
| 2 | SZBS800 | 1.2379 Ø32 mm ohne Abstützblech | WE 43 Ø24 mm ohne Abstützblech | 2 <Teileanzahl> |

7.2.2 Auswertung des Aktivelementverschleißes

Im Rahmen der Verschleißuntersuchungen wurden bis zu 300.000 Bauteile geschnitten. Die Auswertung des Aktivelementverschleißes erfolgte nach den Hubzahlintervallen 0, 55.000, 100.000, 150.000, und 300.000.

Zur Bewertung des Aktivelementverschleißes wurden die Werkzeugaktivelemente zu jedem Auswerteintervall aus dem Versuchswerkzeug ausgebaut und die Schneidkantengeometrie am in Abschnitt 4.2.2 beschriebenen Profilmessplatz taktil vermessen. Die Positionen der insgesamt neun Messstellen zeigt Abbildung 7-2.

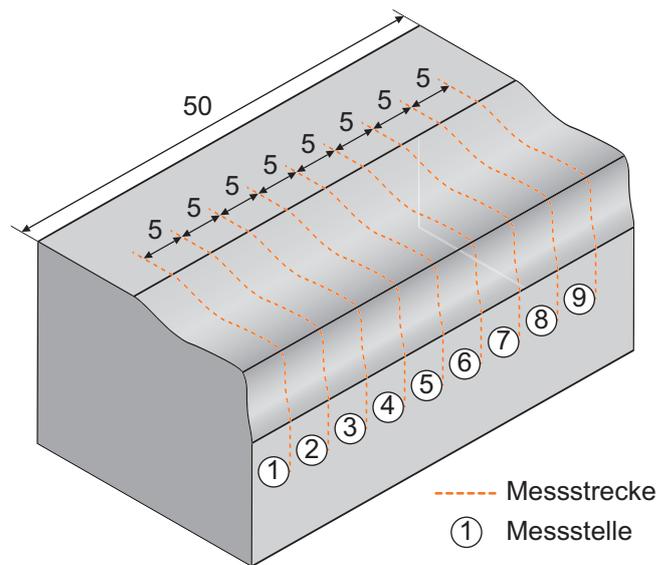


Abbildung 7-2: Definition der Messstellen an den Werkzeugaktivelementen zur Verschleißmessung

Des Weiteren erfolgte auch eine optische Dokumentation des Verschleißfortschritts. Hierzu wurden zu jedem Auswertintervall Mikroskopaufnahmen von den Werkzeugaktivelementen mit dem Digitalmikroskop aus Abschnitt 4.2.3 erstellt.

7.2.3 Auswertung der Messdaten

Der Fokus im Rahmen der Messdatenauswertung wurde neben den Schneidspaltveränderungen insbesondere auf die Entwicklung der Schneid- und Querkräfte in Abhängigkeit des Aktivelementverschleißes gelegt. Zur Auswertung wurde ebenfalls die bereits im Rahmen der Messdatenverarbeitung der Einzelhubversuche vorgestellte, im Softwarepaket LabView 2013 (Firma National Instruments, Austin (Texas), USA) programmierte Auswertesoftware verwendet. Zur Aufzeichnung der Messdaten wurde zu jedem Auswertintervall in Analogie zu den Einzelhubversuchen die Pressenhubzahl auf 60 Hübe/min reduziert, um den Einfluss von beispielsweise Pressenschwingungen auf das Messergebnis zu reduzieren. Insbesondere bei der Auswertung der Schneidspaltveränderungen, die im μm -Bereich gemessen werden können, wirken sich die überlagerten Pressenschwingungen negativ auf die Qualität der Messergebnisse aus.

7.2.4 Auswertung der Schnittteile

Die im Rahmen der Messdatenaufzeichnung erzeugten Bauteile wurden zur Quantifizierung der Schnittflächenkenngrößen nach VDI 2906-2 taktill vermessen. Ausgewertet wurde in Analogie zu den Einzelhubversuchen die Kanteneinzugshöhe h_E , die Glattschnitthöhe h_S , die Bruchflächenhöhe h_B , die Grathöhe h_G sowie der Bruchflächenwinkel β . Die Positionen der Messstellen waren ebenfalls identisch zu denen der Einzelhubversuche (siehe Abbildung 7-1).

Je Auswerteintervall erfolgte die Vermessung von zehn Bauteilen. Dementsprechend wurden die numerischen Werte der Schnittflächenkenngrößen als arithmetischer Mittelwert aus 50 Messungen berechnet.

Darüber hinaus wurde die Kaltverfestigung der Schnittteile durch Mikrohärtmessungen nach Vickers bewertet. Bei der Durchführung der Mikrohärtmessungen gelangte das in Abschnitt 4.2.5 beschriebene Mikrohärtmessgerät gemäß DIN EN ISO 6507-1 bei einer Prüfkraft von 0,9807 N (HV 0,1) zum Einsatz. Die Haltezeit betrug 15 s. Das Messraster wird in Abbildung 7-3 dargestellt.

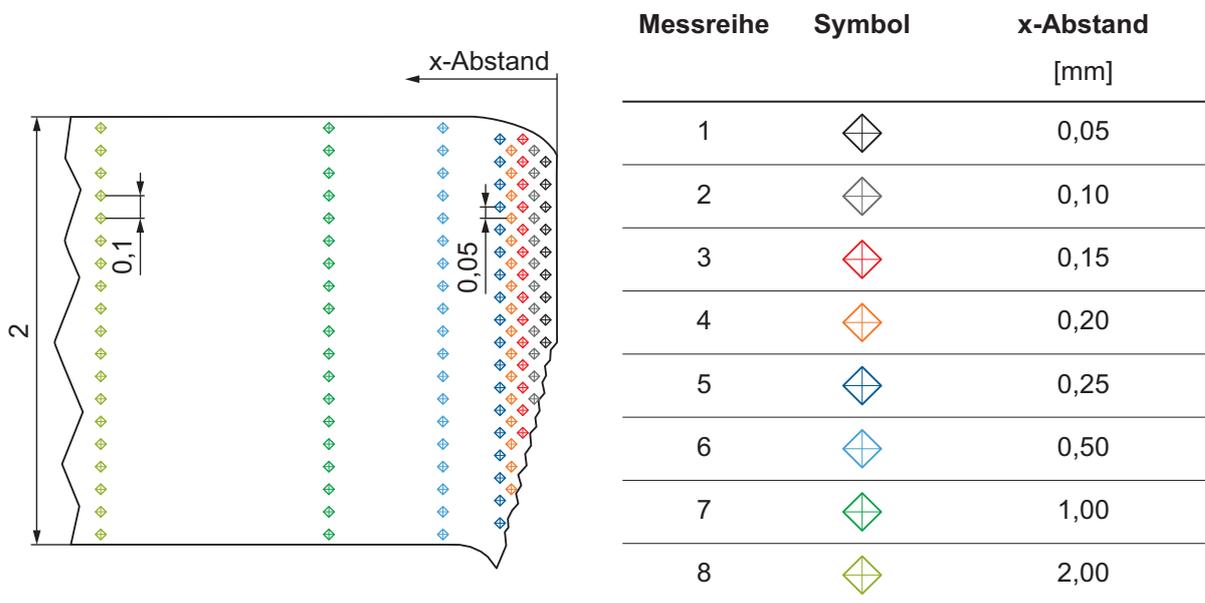


Abbildung 7-3: Definition der Messstellen zur Mikrohärtmessung

8 Versuchsergebnisse

Die Ergebnisdarstellung in diesem Kapitel erfolgt in vier Abschnitten. Zunächst werden charakteristische Merkmale des Schneid- und Querkraftverlaufs, der resultierenden Verlagerungen sowie der Schnittflächenausprägung beim offenen Schnitt basierend auf Scherschneidversuchen im Einzelhub bei maximal steifer Werkzeugkonfiguration aufgezeigt und erörtert (siehe Kopp et al., 2016, S. 49–54). Diese Versuche dienen als Referenz für die anschließende Parameterstudie. In deren Rahmen wird der Einfluss des Schneidspalts, des Schneidkantenradius, der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration sowie der Oberflächenbeschaffenheit der Werkzeugaktivelemente auf den Schneid- und Querkraftverlauf, den resultierenden Verlagerungen sowie der Schnittflächenausprägung untersucht. Auf der Basis der Ergebnisse der Einzelhubuntersuchungen wird im dritten Teil der Einfluss des elastischen Werkzeugverhaltens bei unterschiedlichen Werkzeugsteifigkeitskonfigurationen behandelt. Im letzten Abschnitt wird der Einfluss der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration auf den Aktivelementverschleiß, den Prozesskräften und resultierenden Schneidspaltveränderungen sowie der Schnittflächenausprägung in Abhängigkeit der Anzahl geschnittener Teile dargestellt und diskutiert.

8.1 Prozesskräfte, Verlagerungen und Schnittflächenausprägung bei maximal steifer Werkzeugkonfiguration

Im Rahmen der Referenzversuchsreihe A wurde der Blechwerkstoff S355MC ($s = 4,0$ mm) mit einem relativen Schneidspalt u von 10 % der Blechdicke geschnitten. Der Schneidkantenradius R_{SK} der Werkzeugaktivelemente betrug $30 \mu\text{m}$. Das Versuchswerkzeug wies die größtmögliche Steifigkeit in z- und x-Richtung auf. Als Federelemente wurden in beiden Richtungen massive Federn aus dem Stahlwerkstoff 1.2379 mit dem maximal möglichen Außendurchmesser von 32 mm verwendet. Zusätzlich sorgten Abstützbleche für ein maximal steifes Versuchswerkzeug (siehe Abschnitt 6.1).

8.1.1 Prozesskräfte

Abbildung 8-1 zeigt den Schneid- und Querkraftverlauf der Referenzversuchsreihe A. Beide Kraftverläufe werden über dem Stößelweg $x_{z,Stößel}$ dargestellt. Ab dem unteren Umkehrpunkt $u.U.$ der Presse ($x_{z,Stößel} = 0$ mm) ist der Stößelweg mit positiven Vorzeichen aufgetragen, um die Richtungsumkehr des Pressenstößels zu kennzeichnen. Die nachfolgende Abbildung zeigt die sechs charakteristischen Phasen des Schneidvorgangs im offenen Schnitt in Anlehnung an Abbildung 2-5. Dies sind das Aufsetzen des Niederhalters auf den Blechwerkstoff (Phase 1), das nach unten Biegen des Abschnitts sowie die elastische Deformation (Phase 2), die plastische Deformation (Phase 3), die Rissbildung (Phase 4), das Eintauchen des Obermessers in den Blechwerkstoff (Phase 5) und der Rückhub (Phase 6).

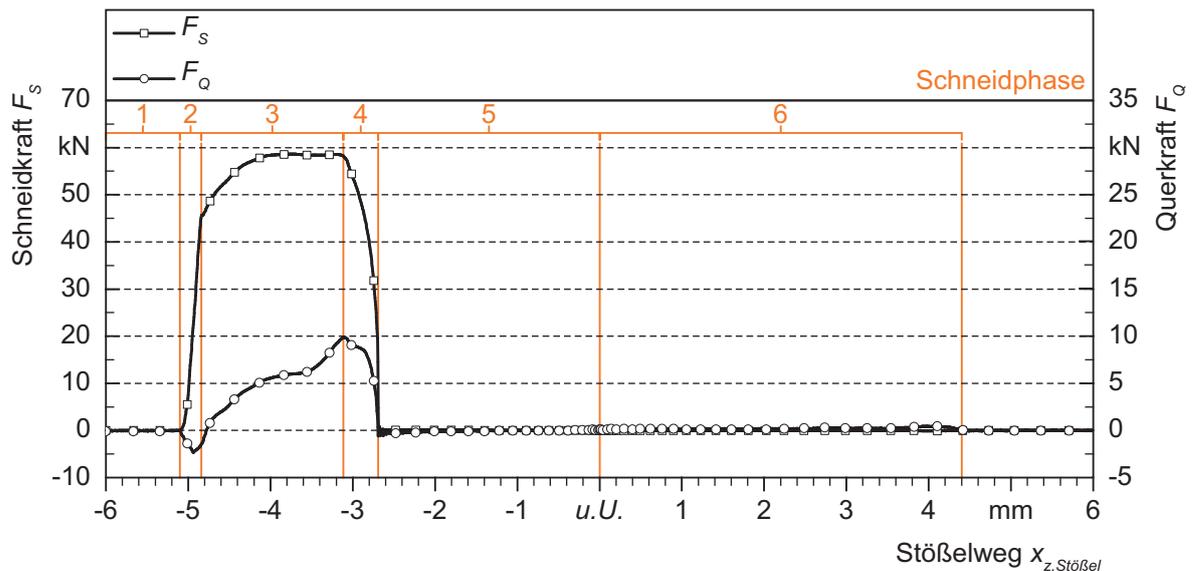


Abbildung 8-1: Referenzversuchsreihe A – Verlauf der Schneid- und Querkraft über dem Stößelweg
 (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM} 30 \mu\text{m}$;
 $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$,
 $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)

Um den Schneid- und Querkraftverlauf im offenen Schnitt systematisch zu analysieren, werden im Folgenden die einzelnen Schneidphasen detailliert betrachtet. In Schneidphase 1 setzt zunächst der Niederhalter auf den Blechwerkstoff auf. Die Schneid- und Querkraft ist hier 0. Mit fortschreitendem Stößelweg bewegt sich das Obermesser weiter auf das Blech zu, bis es 5,08 mm vor dem unteren Umkehrpunkt der Presse auf den Blechwerkstoff auftrifft. Ab diesem Zeitpunkt beginnt der Schneidvorgang mit dem nach unten Biegen des nicht abgestützten Abschnitts (siehe Abschnitt 2.1.2). Der Biegewinkel nimmt mit fortschreitendem Stößelweg zu.

Wie aus Abbildung 2-8 ersichtlich, wird die Schneidkraft als Flächenlast in das Obermesser eingeleitet. Mit größer werdender Biegung wird die Krafteinleitungsfläche kleiner. Der resultierende Kraftvektor der Schneidkraft bewegt sich mit zunehmendem Stößelweg immer weiter auf die Schneidkante zu. Dies führt zu einer außermittigen Krafteinleitung und somit zu einem am Obermesser wirkenden Moment M_I (siehe Abbildung 8-2 (b)). Es wird umso größer, je näher der resultierende Kraftvektor an der Schneidkante angreift. Im Schneidkraftverlauf spiegelt sich dies in einem progressiven Anstieg wider (Abbildung 8-2 (a), Phase 2a). Dieses Moment bewirkt eine Entlastung in Querrichtung. Folglich ist die gemessene Querkraft unmittelbar nach Auftreffen des Obermessers auf das Blech negativ (Abbildung 8-2 (a), Phase 2a).

Mit Beginn der elastischen Deformation 4,95 mm vor $u.U.$ (Phase 2b) steigt die Schneidkraft annähernd linear an. Wie bereits in Abschnitt 2.1.4 erörtert, induzieren die Schneidkraft und

die resultierende Gegenkraft am Untermesser infolge des schneidspaltabhängigen Hebelarms ein Biegemoment (M_S bzw. M_A , siehe auch Abbildung 2-8) im Blechwerkstoff, welches zu einer horizontalen Kraftkomponenten führt (Abbildung 8-2 (c)). Folglich steigt die messbare Querkraft ab diesem Zeitpunkt an ((Abbildung 8-2 (a), Phase 2b).

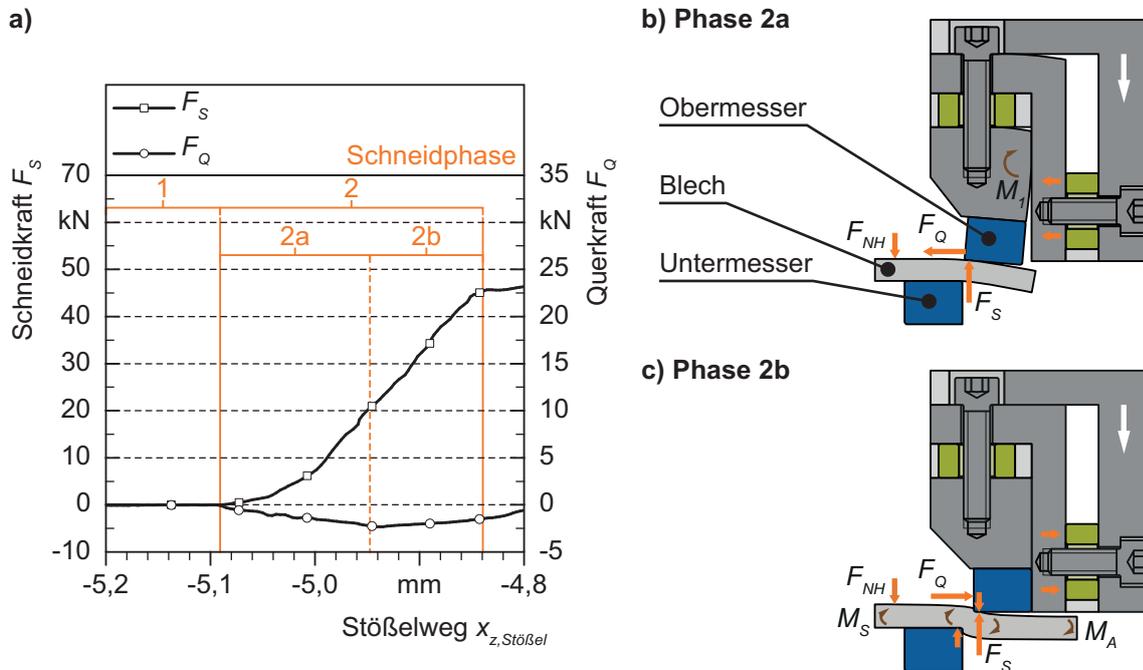


Abbildung 8-2: Referenzversuchsreihe A – Schneidphase 1 und 2: a) Verlauf der Schneid- und Querkraft; b) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 2a; c) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 2b (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 30 μ m; $R_{SK,UM}$ 30 μ m; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)

Mit fortschreitendem Eindringen des Obermessers in den Blechwerkstoff nehmen die Schubspannungen im Blech zu. Sobald die werkstoffspezifische Schubfließgrenze erreicht wird, beginnt der Blechwerkstoff unter der Obermesserstirnfläche in Richtung der Stempelbewegung plastisch zu fließen (siehe Abschnitt 2.1.2). Dies tritt bei der Referenzversuchsreihe A 4,84 mm vor Erreichen des unteren Umkehrpunkts der Presse ein (siehe Abbildung 8-2 (a)).

In dieser Phase des Scherschneidvorgangs kann bis zum Erreichen des Schneidkraftmaximums von 58 kN eine weitere, jedoch degressive Zunahme der Schneidkraft gemessen werden (Abbildung 8-3 (a)). Dies resultiert aus dem Zusammenspiel zwischen den in Abschnitt 2.1.4 beschriebenen entgegen gerichteten Wirkmechanismen Kaltverfestigung und Abnahme des Momentanquerschnitts des Blechwerkstoffs mit zunehmender Eintauchtiefe des Obermessers. Nach Erreichen des Schneidkraftmaximums 3,75 mm vor *u.U.* dominiert der Effekt der Querschnittsabnahme und folglich nimmt ab diesem Zeitpunkt die Schneidkraft geringfügig ab.

Der unter der Obermesserstirnfläche stattfindende Werkstofffluss erhöht den Druckspannungszustand in der Scherzone. Demzufolge steigt in dieser Schneidphase die messbare Querkraft F_Q weiter mit einem degressiven Verlauf an (Abbildung 8-3 (a), Phase 3a). Verantwortlich für diesen charakteristischen Verlauf ist die aufgrund des Werkstoffflusses am Obermesser angreifende Reibkraft F_R , welche zur Querkraft F_Q entgegen gerichtet wirkt (Abbildung 8-3 (b)). Mit der Entstehung erster Anrisse an der Blechoberseite 3,62 mm vor $u.U.$ fällt diese Reibkomponente weg, da kein Werkstoff mehr von der Blechoberseite in den Schneidspalt nachfließen kann. Die Querkraft steigt wegen des von der Schneidkraft induzierten schneidspaltabhängigen Moments M_S bzw. M_A (Abbildung 8-3 (c)), welches unverändert wirkt, und des von der Blechunterseite des Abfalls weiterhin stattfindenden Werkstoffflusses in die Scherzone wieder stärker an. Am Ende der dritten Schneidphase erreicht die Querkraft ihr Maximum von 9,9 kN. Dies entspricht 17 % der maximalen Schneidkraft.

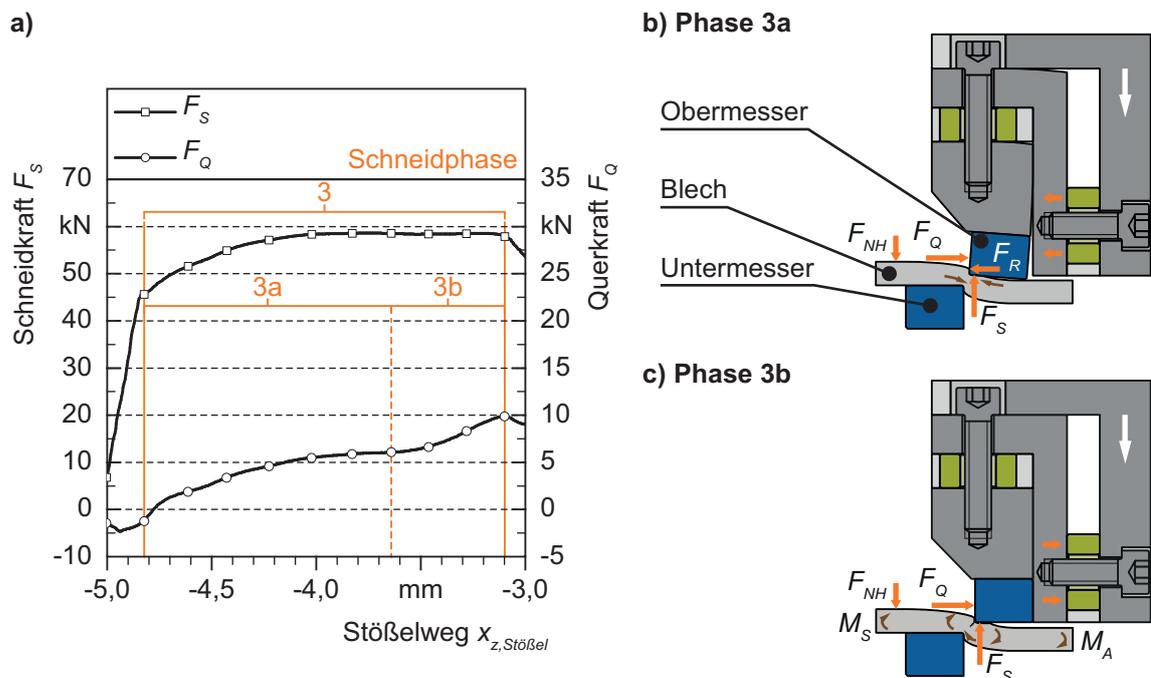


Abbildung 8-3: Referenzversuchsreihe A – Schneidphase 3: a) Verlauf der Schneid- und Querkraft; b) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 3a; c) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 3b (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM} 30 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)

Mit fortschreitender Eintauchtiefe des Obermessers in den Blechwerkstoff wachsen die Risse weiter, bis schließlich die vollständige Werkstofftrennung erfolgt. In dieser Phase fällt die Schneidkraft steil ab (Abbildung 8-4 (a), (b)). Auch die gemessene Querkraft nimmt zunächst ab, da das von der Schneidkraft induzierte schneidspaltabhängige Moment (M_S bzw. M_A) ebenfalls kleiner wird. Darüber hinaus vergrößert sich das Volumen in der Scherzone mit

zunehmender Eintauchtiefe, so dass bei einem Wegfall des Werkstoffflusses die Druckspannungen und somit die Querkraft stark abnehmen müssten. Jedoch liegt die gemessene Querkraft in dieser Schneidphase nach einem anfänglichen Abfall bis 2,85 mm vor *u.U.* auf einem Niveau von über 7,5 kN (Abbildung 8-4 (a), Phase 4a). Dies lässt den Schluss zu, dass hier weiterhin Werkstoff von der Blechunterseite in die Scherzone nachfließt und dadurch den Druckspannungszustand erhöht. Erst bei vollständiger Werkstofftrennung fällt der gemessene Querkraftverlauf steil ab (Abbildung 8-4 (c)).

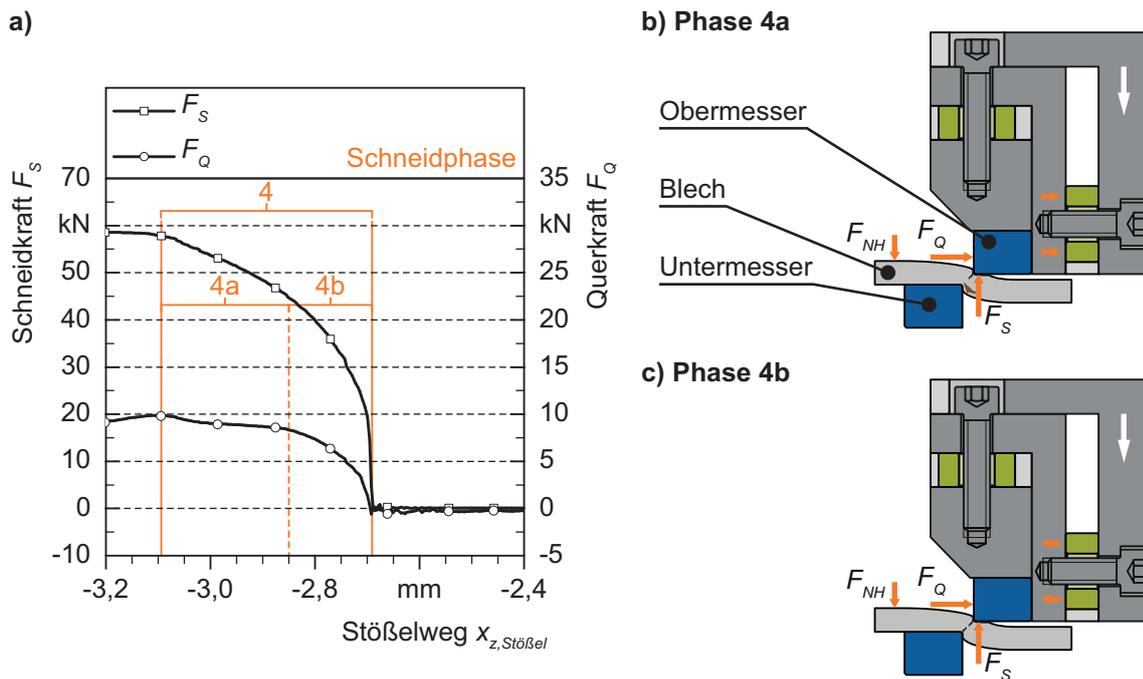


Abbildung 8-4: Referenzversuchsreihe A – Schneidphase 4: a) Verlauf der Schneid- und Querkraft; b) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 4a; c) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 4b (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM} 30 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)

Nach der vollständigen Werkstofftrennung taucht das Obermesser bis zum Erreichen des unteren Umkehrpunkts der Presse in den Blechwerkstoff ein. Infolge der hohen Quersteifigkeit des Werkzeugs in Kombination mit der Rückfederung des Bauteils ist während dieser Phase des Scherschneidvorgangs die Reibung zwischen dem Blechwerkstoff und dem Obermesser äußerst gering. Folglich ist die messbare Schneid- und Querkraft nahezu 0 (Abbildung 8-5). Dies zeigt sich auch in den gemessenen Prozesskräften während der sechsten Schneidphase, dem Rückhub. Auch hier sind weder in Normalen- (z-Richtung) noch in Querrichtung (x-Richtung) Kräfte messbar, da nahezu keine Reibarbeit verrichtet werden muss (Abbildung 8-6).

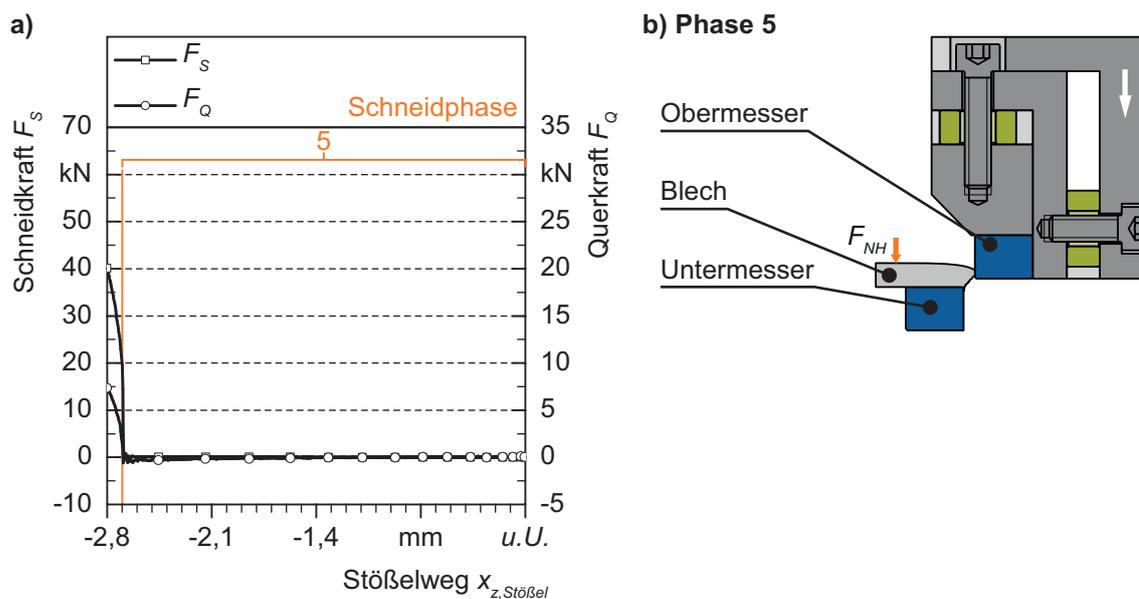


Abbildung 8-5: Referenzversuchsreihe A – Schneidphase 5: a) Verlauf der Schneid- und Querkraft; b) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 5 (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM} 30 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)

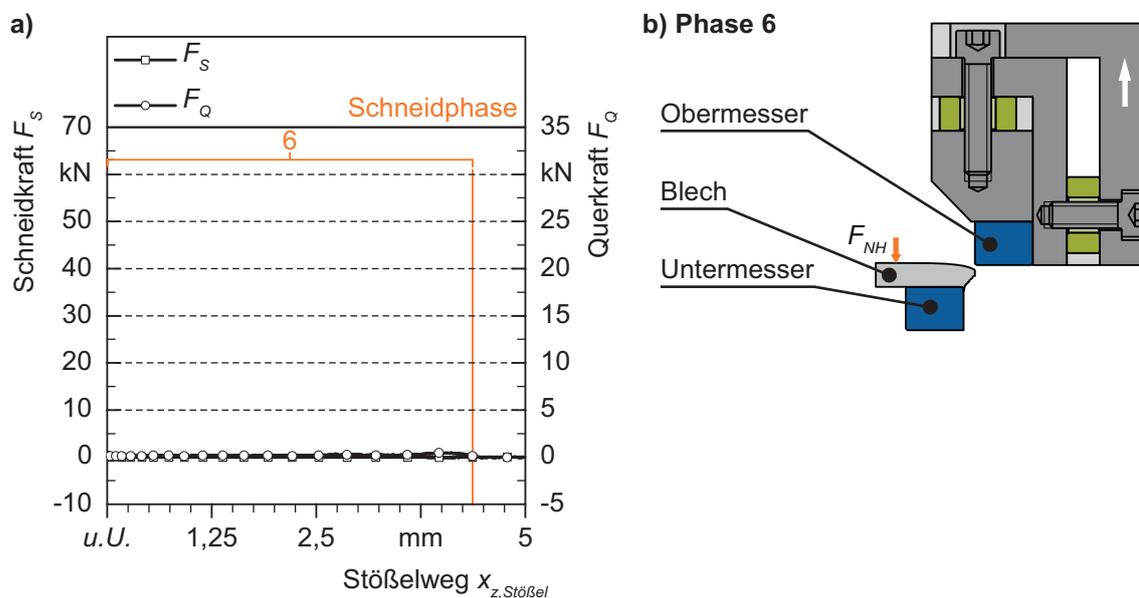


Abbildung 8-6: Referenzversuchsreihe A – Schneidphase 6: a) Verlauf der Schneid- und Querkraft; b) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 6 (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM} 30 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)

8.1.2 Verlagerungen

z-Richtung

Die Verlagerungen in z-Richtung werden, wie in Abschnitt 6.2.2 beschrieben, mit drei Wirbelstromsensoren gemessen. Diese Sensoren befinden sich im Stempelhalteblock und messen gegen die Oberseite des Verlagerungselements, an welchem das Obermesser befestigt ist. Abbildung 8-7 (a) zeigt die Messergebnisse der Referenzversuchsreihe. In Analogie zu den Verläufen der Prozesskräfte werden die gemessenen Verlagerungen in z-Richtung x_z über dem Stößelweg $x_{z,Stößel}$ dargestellt. Die Schneidphasen sind durch orange Linien und Zahlen gekennzeichnet. Da während des Rückhubs sowohl die Schneid- als auch die Querkraft 0 ist (siehe Abbildung 8-6 (a)), können keine Verlagerungen in z-Richtung gemessen werden. Daher erfolgt die Darstellung der Verläufe nur bis zum *u.U.* der Presse.

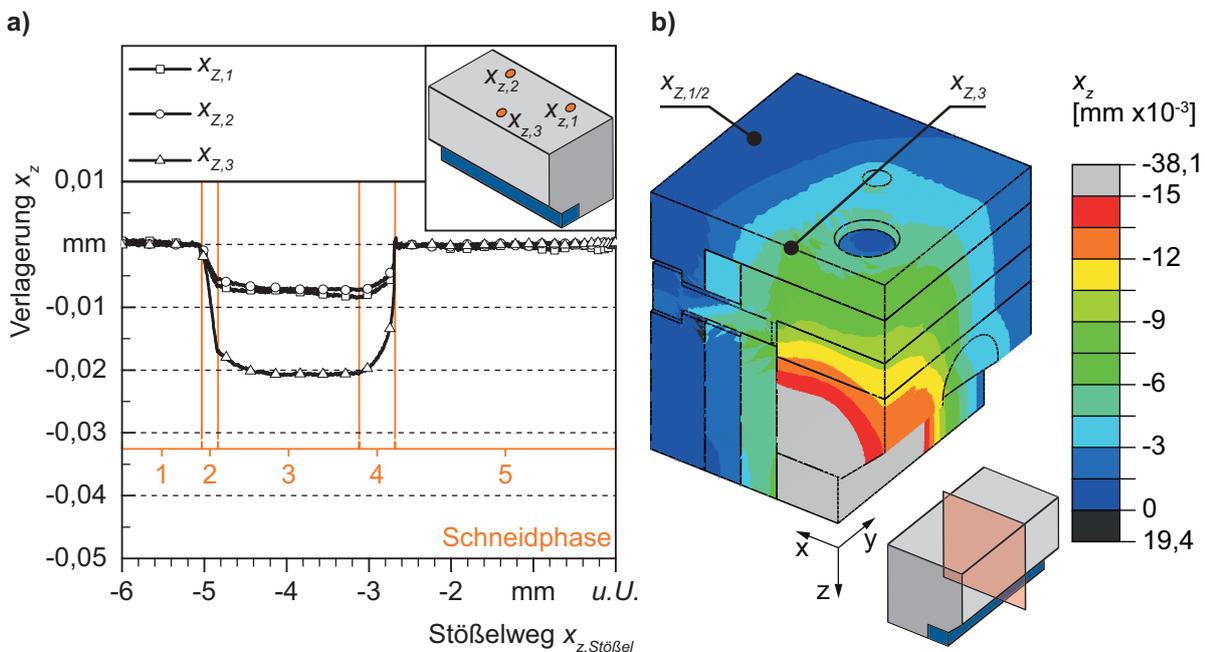


Abbildung 8-7: Referenzversuchsreihe A – Verlagerungen x_z : a) Verlauf der Verlagerungen in z-Richtung über dem Stößelweg; b) Ergebnis der linear elastischen Simulation
(Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM} 30 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)

Abbildung 8-7 zeigt, dass die messbaren Verlagerungen in z-Richtung direkt von der Schneidkraft beeinflusst werden. Bis zum Auftreffen des Obermessers auf das Blech sind die Schneidkraft und somit auch die messbaren Verlagerungen in z-Richtung 0. Während der elastischen Deformation (Phase 2) steigt die Schneidkraft an. Demzufolge kann in dieser Phase auch eine Zunahme der Verlagerungen gemessen werden. Die Kurven von $x_{z,1}$ und $x_{z,2}$ sind

hierbei annähernd deckungsgleich. Dies bedeutet, dass erwartungsgemäß keine Rotation um die x-Achse stattfindet.

Die Messwerte von $x_{z,3}$ liegen im Vergleich zu den Messwerten von $x_{z,1}$ und $x_{z,2}$ auf einem höheren Niveau. Zum Zeitpunkt der maximalen Schneidkraft während der dritten Schneidphase (3,75 mm vor *u. U.*) beträgt der Messwert $x_{z,3}$ -0,021 mm, wohingegen mit den beiden anderen Sensoren $x_{z,1}$ und $x_{z,2}$ -0,008 mm gemessen werden konnten. Diese Differenz begründet sich durch zwei überlagerte Effekte. Einerseits führt die außermittige Krafteinleitung über das Obermesser, trotz der eingesetzten Abstützbleche (siehe Abschnitt 6.1), zu einer Rotation des gesamten Verlagerungselements um die y-Achse und andererseits werden die Messwerte durch eine elastische Deformation des Verlagerungselements beeinflusst.

Zum Nachweis der elastischen Deformation, wurde zusätzlich eine linear elastische FE-Simulation mit dem Programm ABAQUS Version 6.12 des Unternehmens Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, USA, durchgeführt. Wie bei der Auslegung des Messkonzepts zur Kraftmessung (siehe Abschnitt 6.2.1) wurde aus Symmetriegründen ein Halbmodell simuliert. Basierend auf den Messergebnissen der Referenzversuchsreihe A (siehe Abbildung 8-1) wurde das Modell in z-Richtung mit einer Last von 60 kN und in x-Richtung mit 10 kN beaufschlagt. Die Krafteinleitung erfolgte als Flächenlast über das Obermesser. Um ein möglichst realitätsnahes Modell zu erhalten, wurde hier im Unterschied zu der im Rahmen der Auslegung des Kraftmesskonzeptes durchgeführten Berechnung, auch die Vorspannung der Kraftsensoren abgebildet. Abbildung 8-7 (b) zeigt das Simulationsergebnis. Die elastische Deformation des Verlagerungselements ist deutlich zu erkennen. Ein Abgleich des Simulationsergebnisses mit den realen Messwerten zeigt auch qualitativ eine gute Übereinstimmung. Insgesamt liegt jedoch das Simulationsergebnis auf einem niedrigeren Niveau. Verantwortlich hierfür ist die Vielzahl an Fügestellen im Versuchsaufbau, deren spezifische Steifigkeit (siehe Abbildung 2-13) in der Simulation nicht exakt abgebildet werden kann.

In Abbildung 8-7 (a) zeigen die Messergebnisse, dass während der vierten Schneidphase, der Rissbildung, die Verlagerungen in z-Richtung in Analogie zur Schneidkraft stark abnehmen. Am Ende dieser Phase sind sämtliche Messwerte 0. Dies bedeutet auch, dass das Verlagerungselement wieder um die y-Achse in seine Ausgangsposition zurück rotiert. Diese Position bleibt beim anschließenden Eintauchen des Obermessers in den Blechwerkstoff unverändert.

x-Richtung (Schneidspaltveränderung)

Wie in Abschnitt 6.2.2 dargestellt werden die Schneidspaltveränderungen (Verlagerung in x-Richtung) im Versuchswerkzeug mit zwei am Untermesser befestigten Wirbelstromsensoren messtechnisch erfasst. Abbildung 8-8 zeigt den Verlauf der gemessenen Schneidspaltveränderungen $x_{x,1}$ und $x_{x,2}$ über dem Stößelweg der Referenzversuchsreihe A. Aufgrund der

hohen Präzision des Versuchsaufbaus und der geraden Schnittlinie kann nahezu keine Rotation um die z-Achse gemessen werden. Die Verläufe $x_{x,1}$ und $x_{x,2}$ sind annähernd deckungsgleich. Zur Beschreibung der charakteristischen Kurvenabschnitte wird der Mittelwert der Schneidspaltveränderungen $x_{x,m}$ herangezogen. Dieser ist in nachfolgender Abbildung als grüne Linie dargestellt. Ferner sind in diesem Diagramm die sechs Phasen des Scherschneidvorgangs mit offener Schnittlinie in Analogie zur Abbildung 8-1 mit orangen Linien gekennzeichnet.

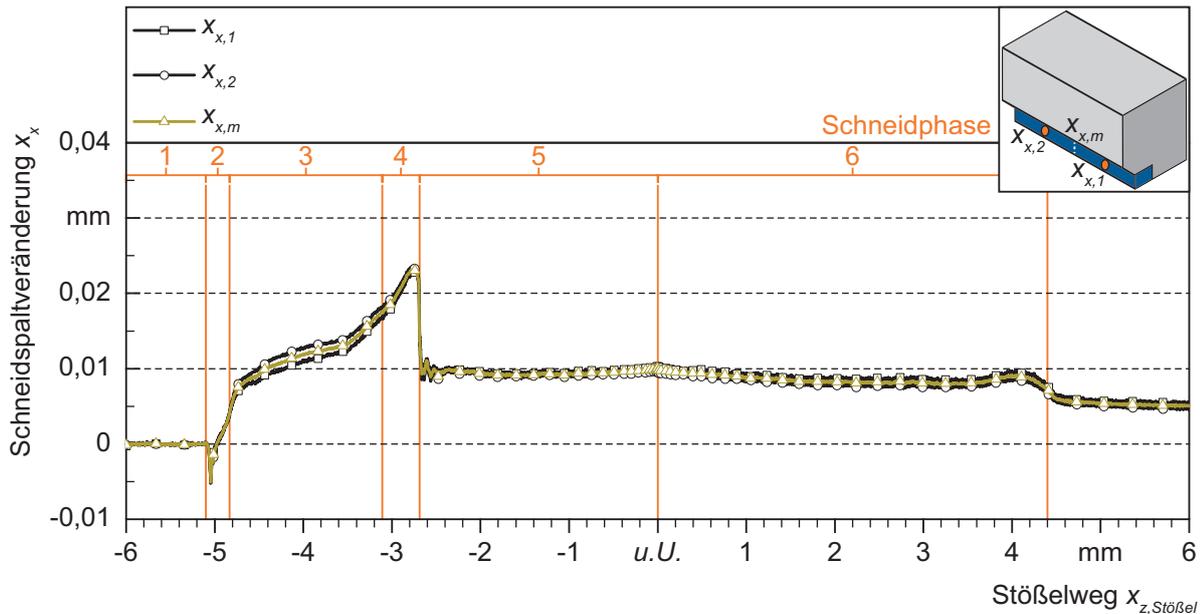


Abbildung 8-8: Referenzversuchsreihe A – Verlauf der Schneidspaltveränderung über dem Stößelweg
(Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 30 μ m;
 $R_{SK,UM}$ 30 μ m; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379,
 \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)

Bis zum Auftreffen des Obermessers auf den Blechwerkstoff 5,08 mm vor *u.U.* kann keine Veränderung des Schneidspalts gemessen werden, da auch die Querkräfte 0 sind (Schneidphase 1). Während der zweiten Schneidphase bewirken die anfängliche negative Querkraft (siehe Abbildung 8-2 (a), Phase 2a) als auch die Rotation des Verlagerungselements um die y-Achse eine Verkleinerung des Schneidspalts um -0,005 mm. Das Minimum der Schneidspaltveränderung wird im Unterschied zur Querkraft bereits 5,04 mm vor *u.U.* erreicht. Von da an wird der Schneidspalt größer. Ursache hierfür ist die Verkippung des Verlagerungselements um die y-Achse. Dadurch drückt das Obermesser schräg auf das Blech, was eine Kraftkomponente in Querrichtung erzeugt. Folglich wird der gesamte Stempelhalteblock um sein Spiel in der Führungsplatte in die positive x-Richtung verlagert. Am Ende der zweiten Schneidphase vergrößert sich der ursprünglich eingestellte Schneidspalt um 0,007 mm. Wie Abbildung 8-9 zeigt, entspricht dies exakt dem Führungsspiel $x_{x,Spiel}$.

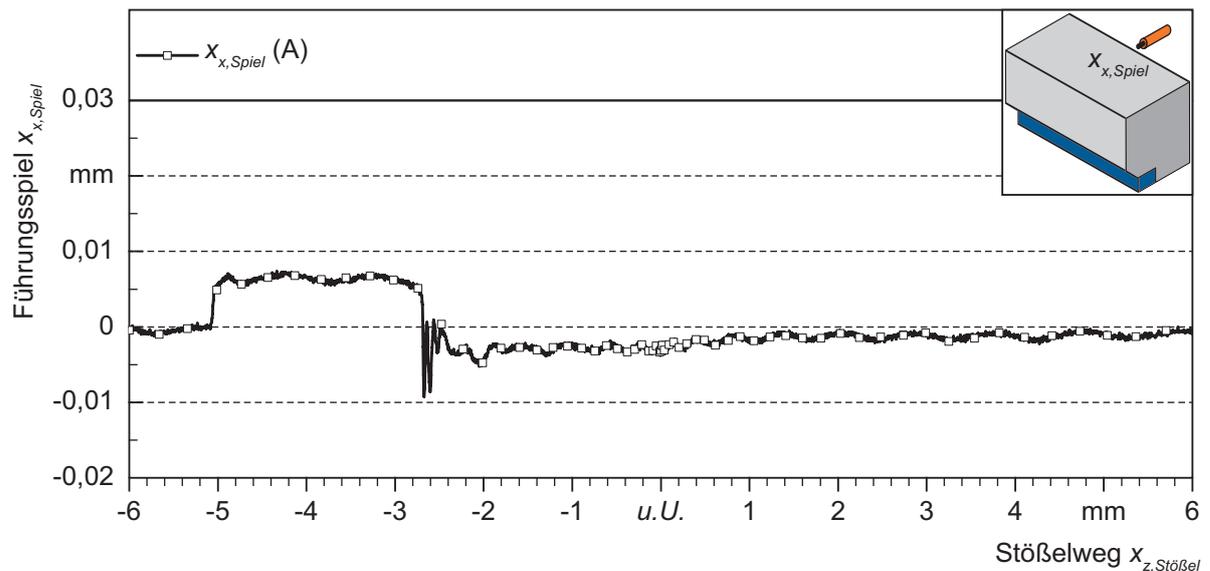


Abbildung 8-9: Referenzversuchsreihe A – Verlauf des Führungsspiels über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM} 30 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)

Der Schneidspalt weitet sich im Verlauf des Scherschneidvorgangs immer mehr. Bis zur Bildung erster Anrisse an der Blechoberseite 3,62 mm vor *u.U.* fließt, wie in Abschnitt 8.1.1 erörtert, der Blechwerkstoff unter der Obermesserstirnfläche in die Scherzone hinein. Die dabei entstehende, der Querkraft entgegen gerichtete Reibkraft (siehe Abbildung 8-3 (b)) spiegelt sich im Verlauf der Schneidspaltveränderung wider. Es ist eine degressive Zunahme des Schneidspalts bis auf 0,013 mm messbar. Dieser charakteristische Kurvenverlauf während der dritten Schneidphase konnte bereits bei der Querkraft festgestellt werden (siehe Abbildung 8-3 (a)). Sobald sich die ersten Anrisse an der Blechoberseite bilden, tritt die Reibkomponente nicht mehr auf und der Schneidspalt vergrößert sich bis zum Ende der dritten Phase um weitere 0,004 mm. Zum Zeitpunkt der maximalen Querkraft beträgt die Schneidspaltaufweitung 0,017 mm. Obwohl während der vierten Schneidphase eine Abnahme der Querkraft gemessen werden kann (siehe Abbildung 8-4 (a)), weitet sich der Schneidspalt immer mehr. Kurz vor der vollständigen Werkstofftrennung wird das Maximum der Schneidspaltveränderung von 0,023 mm erreicht. Die Zunahme des Schneidspalts trotz der sich verringernden Querkraft liegt an der Verkippung des Verlagerungselements um die *y*-Achse, welches bis zum Ende dieser Phase wieder in seine Ausgangsposition zurück rotiert (siehe Abbildung 8-7 (a)).

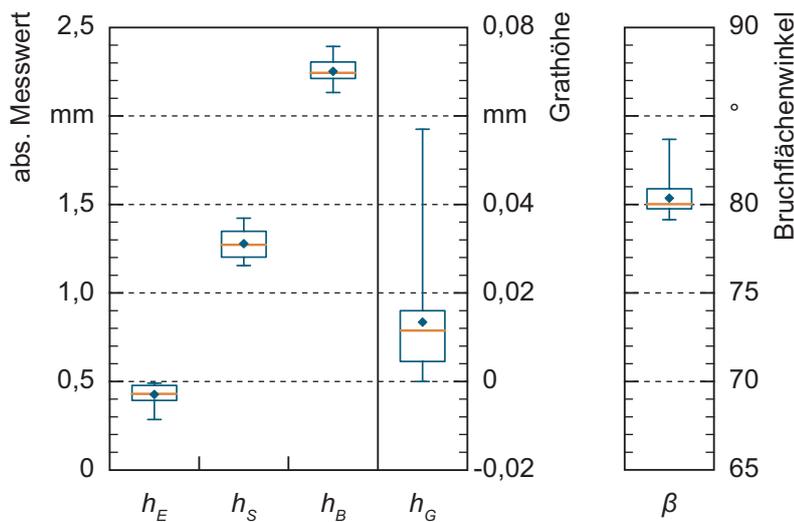
Nach der vollständigen Werkstofftrennung federt das unter dem Niederhalter geklemmte Bauteil elastisch zurück. Es kann ein sprunghafter Abfall der Schneidspaltveränderung auf 0,009 mm gemessen werden. Dieses Niveau wird bis zum Ende des Rückhubs (Phase 6) gehalten, da weiterhin das Bauteil am Obermesser anliegt. Sobald das Obermesser den

Kanteneinzug des Bauteils erreicht, ist eine weitere Reduzierung der Schneidspaltveränderung auf 0,004 mm feststellbar. Verantwortlich für dieses geringe Offset am Ende des Schneidvorgangs sind einerseits das Führungsspiel des Stempelhalteblocks in der Führungsplatte sowie weitere, messtechnisch nicht erfassbare Reibungseffekte. Exemplarisch seien die vielen Kontaktflächen und hier insbesondere die beiden Gleitebenen (siehe Abbildung 6-4) im Versuchsaufbau genannt. Erfolgt in diesen Ebenen bei Belastung eine Relativbewegung, kann aufgrund der Reibung bei Entlastung ein geringes Offset zur Ausgangsposition entstehen.

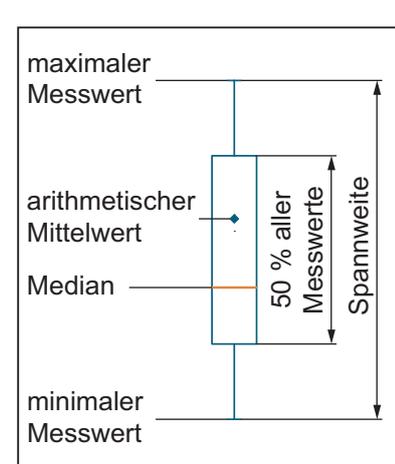
8.1.3 Schnittflächenausprägung

Die Schnittflächenkenngrößen wurden gemäß VDI 2906-2 ausgewertet. Hierfür wurden jeweils fünf Bauteile an je fünf Messstellen taktil vermessen und die Kanteneinzugshöhe h_E , die Glattschnitthöhe h_S , die Bruchflächenhöhe h_B , die Schnittgrathöhe h_G sowie der Bruchflächenwinkel β ausgewertet (siehe Abschnitt 7.1.3). Die Messergebnisse der Referenzversuchsreihe zeigt Abbildung 8-10.

a) Schnittflächenkenngrößen



b) Erläuterung



| | |
|-------------------------|----------------------------|
| h_E Kanteneinzugshöhe | h_G Schnittgrathöhe |
| h_S Glattschnitthöhe | β Bruchflächenwinkel |
| h_B Bruchflächenhöhe | |

Abbildung 8-10: Referenzversuchsreihe A: a) Absoluter Messwert der jeweiligen Schnittflächenkenngröße; b) Erläuterung (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 30 μ m; $R_{SK,UM}$ 30 μ m; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)

Die Ergebnisse sind in einem sogenannten Boxplot-Diagramm dargestellt. Diese Darstellungsform ermöglicht eine Aussage über die Lage und Streuung der Messwerte (Cramer und Kamps,

2014, S. 40–42). Das Diagramm besteht aus einer sogenannten Box und zwei Linien, den Whiskers. Innerhalb der Box befinden sich 50 % aller Messwerte. Die Länge der Whiskers wird durch den kleinsten und größten Messwert bestimmt. Ferner sind in dieser Darstellung das Zentrum des Datensatzes, der sogenannte Median, durch eine orange Linie sowie der arithmetische Mittelwert durch eine Raute dargestellt.

In den Messwerten zeigt sich die hohe Präzision des Versuchswerkzeugs. Infolge des konstanten Schneidspalts ist die Schnittflächenausprägung über die gesamte Bauteilbreite sehr ähnlich. Demzufolge sind die Kantenlängen der Boxen der einzelnen Schnittflächenkenngrößen kurz (Abbildung 8-10). Mit Hilfe der Whiskers kann auch eine Aussage über die Spannweite der Messwerte getroffen werden. Bei der Kanteneinzugshöhe wurde beispielsweise ein negativer Ausreißer gemessen. Dies wiederum beeinflusst die Messergebnisse des Bruchflächenwinkels, da dieser direkt vom Verhältnis Kanteneinzugshöhe und Glattschnitthöhe zum Schneidspalt beeinflusst wird. Beim Bruchflächenwinkel tritt dementsprechend ein positiver Ausreißer auf.

Zur Darstellung der Grathöhe wurde eine andere Achsenskalierung verwendet, um die Effekte zu verdeutlichen. Es zeigt sich auch hier, dass 50 % aller Messwerte innerhalb von weniger als 0,02 mm liegen. Auch die Spannweite der Messwerte ist sehr gering. Sie beträgt weniger als 0,06 mm.

Aus Abbildung 8-10 ist ersichtlich, dass der Median der Messwerte und der arithmetische Mittelwert, welcher massiv durch Extremwerte beeinflusst wird, nahezu identisch sind. In der weiteren Folge dieser Arbeit wird zur Darstellung der Schnittflächenkenngrößen ausschließlich der arithmetische Mittelwert herangezogen. Um einen Abgleich mit den Messwerten anderer Versuchsreihen zu ermöglichen, werden außerdem die Messwerte auf die jeweilige Blechdicke normiert. Ausgenommen hiervon sind die Grathöhe und der Bruchflächenwinkel, welche weiterhin als Absolutwert angegeben werden.

In Abbildung 8-11 (a) sind für die Referenzversuchsreihe A die auf die Blechdicke normierten arithmetischen Mittelwerte der Messergebnisse als Säulendiagramm dargestellt. Ergänzend zeigt Bildbereich (b) eine Mikroskopaufnahme der Schnittfläche.

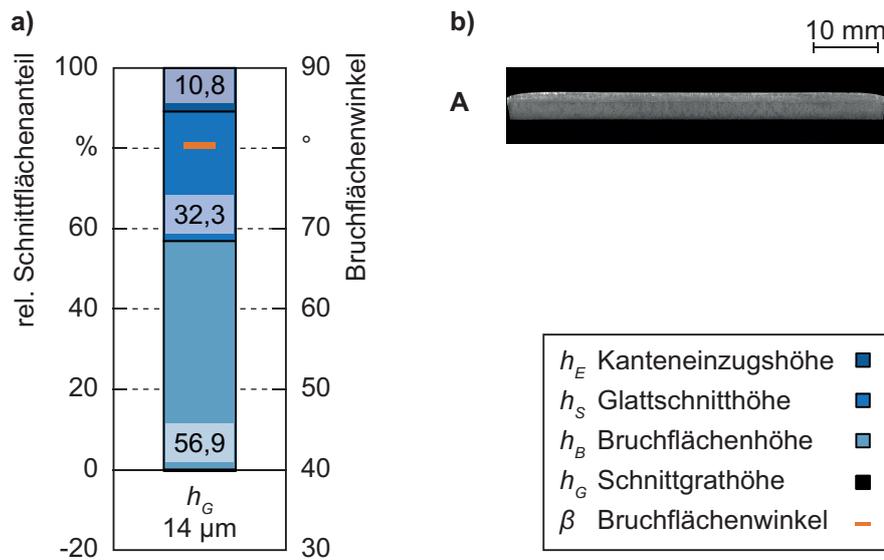


Abbildung 8-11: Referenzversuchsreihe A – Schnittflächenausprägung: a) Prozentuale auf die Blechdicke bezogene Schnittflächenkenngrößen; b) Mikroskopaufnahme (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 30 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)

Unter den angegebenen Prozessparametern der Referenzversuchsreihe A (siehe Tabelle 7-1) konnten eine Kanteneinziehungshöhe von 10,8 %, ein Glattschnittanteil von 32,3 % sowie eine Bruchflächenhöhe von 56,9 % der Blechdicke gemessen werden. Aufgrund der scharfkantigen Werkzeugaktivelemente ist die gemessene Grathöhe sehr gering. Sie beträgt im Mittel 14 μm . Der Bruchflächenwinkel liegt bei 80,4 °.

8.2 Einfluss der Prozessparameter auf die Prozesskräfte und resultierenden Verlagerungen sowie die Schnittflächenausprägung

8.2.1 Schneidspalt

Im Rahmen der Versuchsreihe B wurde der Schneidspalt auf 2,5 % der Blechdicke reduziert. Die Prozessparameter Schneidkantenradius und Werkzeugsteifigkeitskonfiguration wurden im Vergleich zur Referenzversuchsreihe A nicht verändert. Auch in diesem Fall betrug der Schneidkantenradius am Ober- und Untermesser jeweils 30 μm und das Versuchswerkzeug wies die größtmögliche Steifigkeit in z- und x-Richtung auf.

Prozesskräfte

Abbildung 8-12 zeigt den Verlauf der Schneid- und Querkraft der Versuchsreihe B über dem Stößelweg. Zum Abgleich mit der Referenzversuchsreihe A ist zudem der Schneid- und Querkraftverlauf dieser Versuchsreihe dargestellt.

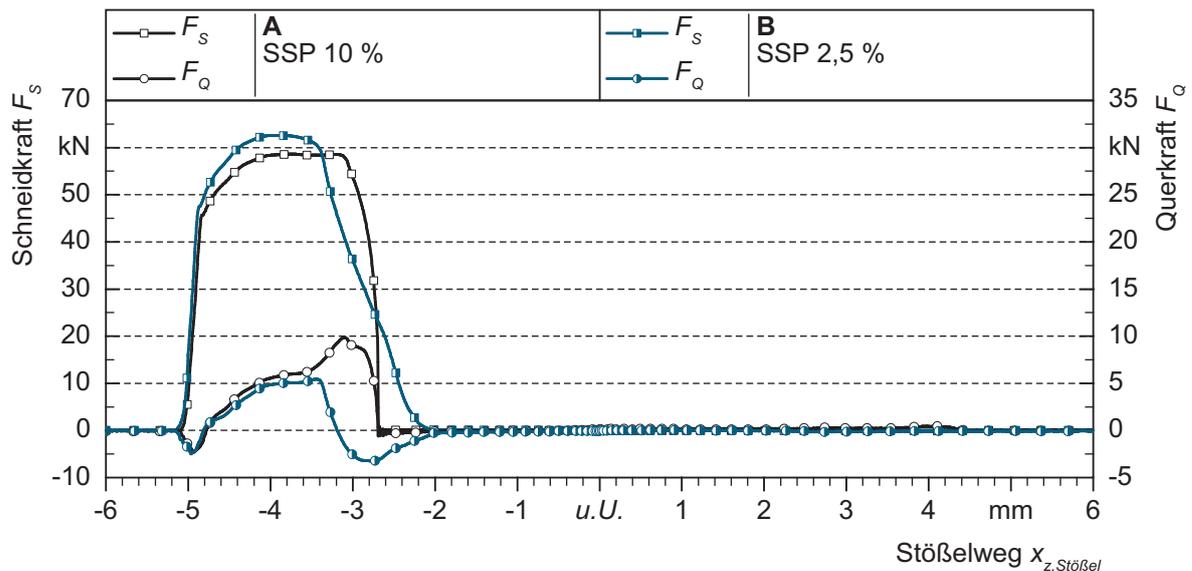


Abbildung 8-12: Versuchsreihen A und B – Verlauf der Schneid- und Querkraft über dem Stößelweg
 (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; $R_{SK,OM} 30 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$;
 $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit
 Abstützblech)

In den ersten drei Phasen des Scherschneidprozesses sind die Kraftverläufe beider Versuchsreihen sehr ähnlich. So ist die messbare Schneid- und Querkraft der Versuchsreihe B bis zum Auftreffen des Obermessers auf das Blech 0. Sobald das Obermesser das Blech berührt, wird der Abschnitt nach unten gebogen. Aufgrund der außermittigen Krafteinleitung kann in dieser Phase, wie bei der Referenz, eine negative Querkraft gemessen werden. Ferner steigt die Schneidkraft in dieser Phase mit dem bereits bei der Referenz beobachteten progressiven Verlauf an (siehe Abbildung 8-2). Auffällig ist hier jedoch, dass der Anstieg der Schneidkraft bzw. der Abfall der Querkraft bei kleinerem Schneidspalt zu einem früheren Zeitpunkt beginnt. Dies liegt an der Biegung des Abschnitts, welche bei einem kleinen Schneidspalt geringer ist. Folglich beginnt die elastische Deformation bei einer geringeren Eintauchtiefe des Obermessers.

Während der elastischen Deformation steigt die Schneidkraft linear an. Auch die Querkraft nimmt ab diesem Zeitpunkt infolge des durch die Schneidkraft induzierten schneidspalt-abhängigen Biegemoments im Blech zu (siehe Abbildung 8-2). Mit zunehmender Eintauchtiefe des Obermessers steigen die Schubspannungen im Blechwerkstoff. Sobald die werkstoff-spezifische Schubfließgrenze erreicht ist, beginnt der Blechwerkstoff in die Scherzone hineinzufließen. Infolge der Kaltverfestigung nimmt die Schneidkraft in dieser Phase weiter zu, bis sie ihr Maximum von 62 kN erreicht. Somit konnte auch im Rahmen dieser Versuchsreihe, wie bereits im Stand der Kenntnisse dargelegt (siehe Abschnitt 2.4.1), bei einem kleineren Schneidspalt eine höhere maximale Schneidkraft gemessen werden. Begründet ist dies im

Zusammenspiel der Wirkmechanismen Kaltverfestigung und Abnahme des Momentanquerschnitts. Bei einem kleineren Schneidspalt wird eine identische Kaltverfestigung bei einer geringeren Eintauchtiefe und damit einer größeren Restblechdicke erreicht.

In dieser Phase wird auch eine Zunahme der Querkraft mit dem bereits bei der Referenzversuchsreihe A festgestellten, degressiven Verlauf beobachtet. Dies liegt am Zusammenspiel zwischen der Erhöhung des Druckspannungszustands in der Scherzone aufgrund des Werkstoffflusses, dem durch die Schneidkraft im Blech induzierten schneidspaltabhängigen Biegemoment sowie der infolge des Werkstoffflusses am Obermesser wirkenden Reibkraft (siehe Abbildung 8-3). Obwohl bei identischem Werkstofffluss bei einem kleineren Schneidspalt infolge des kleineren Volumens in der Scherzone die Druckspannungen höher sind, liegt die gemessene Querkraft bei der Versuchsreihe B auf einem niedrigeren Niveau. Verantwortlich dafür ist die Dominanz des von der Schneidkraft im Blech induzierten Moments, welches trotz der höheren Schneidkraft infolge des kleineren Schneidspalts deutlich geringer ist.

Bei der Versuchsreihe B kann im Unterschied zur Referenzversuchsreihe am Ende des degressiven Anstiegs der Querkraft 3,42 mm vor *u.U.*, dem Zeitpunkt, an dem sich erste Risse an der Blechoberseite bilden, keine weitere Zunahme dieser Kraft beobachtet werden. Das Querkraftmaximum von 5,8 kN wird zum Zeitpunkt der Rissinitiierung erreicht. Dies bedeutet jedoch auch, dass aufgrund der höheren Druckspannungen an der Obermesserschneidkante infolge des kleineren Schneidspalts die Rissinitiierung an der Blechoberseite bei Versuchsreihe B zu einem späteren Zeitpunkt stattfindet. Ferner führt der kleinere Schneidspalt auch zu einer geringeren Biegung des Abschnitts. Folglich sind die risshemmenden Druckspannungen an der Blechunterseite geringer, so dass sich dort bei identischer Schneidkantengeometrie zu einem früheren Zeitpunkt Risse bilden. Mit fortschreitender Eintauchtiefe wachsen die Risse an der Blechober- und -unterseite, bis schließlich die Werkstofftrennung erfolgt. Aufgrund des kleinen Schneidspalts treffen sich die an den Schneidkanten entstehenden Risse nicht, so dass sich kleine Stege bilden, welche erneut geschert werden. Aus dieser sogenannten Zipfelbildung (siehe Abschnitt 2.4.1) resultiert eine verschmierte Schnittfläche. Als Konsequenz entsteht an der Mantelfläche des Obermessers eine in z-Richtung wirkende Reibkraft. Diese verursacht im Versuchsaufbau ein Moment, welches, wie zu Beginn des Scherschneidprozesses, die Querkraftsensoren entlastet. Folglich nimmt die gemessene Querkraft im weiteren Verlauf des Scherschneidprozesses stark ab und erreicht negative Werte. Darüber hinaus fällt die Schneidkraft infolge der Zipfelbildung im Vergleich zur Referenzversuchsreihe A nicht so steil ab.

Sobald der Abschnitt vollständig abgetrennt ist, kann wie bei der Referenzversuchsreihe A nahezu keine Schneid- und Querkraft gemessen werden. Dies ändert sich auch während der Eintauch- und Rückhubphase nicht. Der Grund hierfür ist wie bei der Referenzversuchsreihe

die hohe Werkzeugsteifigkeit in Kombination mit der Bauteilrückfederung, so dass nahezu keine Reibung zwischen dem Blechwerkstoff und dem Obermesser auftritt (siehe Abbildung 8-5 und Abbildung 8-6).

Verlagerung in z-Richtung

Abbildung 8-13 stellt die Verläufe der gemessenen Verlagerungen in z-Richtung der Versuchsreihen A und B gegenüber.

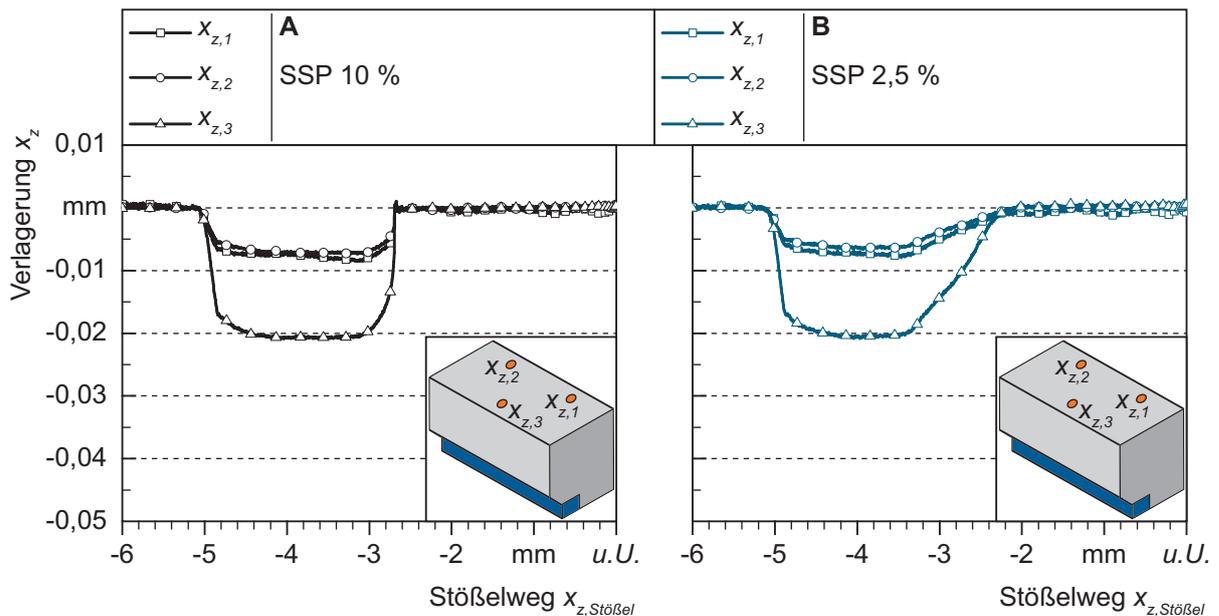


Abbildung 8-13: Versuchsreihen A und B – Verlauf der Verlagerungen in z-Richtung über dem Stößelweg
(Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; $R_{SK,OM} 30$ μ m; $R_{SK,UM} 30$ μ m; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)

Aufgrund der im Vergleich zur Werkzeugsteifigkeit geringen Unterschiede des Schneidkraftniveaus sind in den z-Verlagerungen kaum Unterschiede messbar. Bei der Versuchsreihe B mit kleinem Schneidspalt und maximaler Werkzeugsteifigkeit treten dieselben Mechanismen wie bei der Referenzversuchsreihe A auf. So liegt beispielsweise der Messwert von $x_{z,3}$ im Vergleich zu den Messwerten $x_{z,1}$ und $x_{z,2}$ auf einem höheren Niveau, was auch hier mit der Rotation des Verlagerungselements um die y-Achse in Kombination mit dessen elastischer Deformation zu erklären ist. Ferner sind die Verläufe von $x_{z,1}$ und $x_{z,2}$ annähernd deckungsgleich, so dass auch hier kaum eine Rotation des Obermessers um die x-Achse stattfindet. Der nach der Werkstofftrennung beobachtete flachere Abfall der Schneidkraft spiegelt sich ebenfalls im Verlauf der gemessenen z-Verlagerungen wider. Auch hier ist im Vergleich zur Referenz eine geringere Steigung feststellbar.

Verlagerung in x-Richtung (Schneidspaltveränderung)

Abbildung 8-14 zeigt die Verläufe der Schneidspaltveränderungen der Versuchsreihen A und B über dem Stößelweg. Wie bereits bei Abbildung 8-8 erklärt, sind hier zum Vergleich zwischen den beiden Versuchsreihen die Mittelwertkurven, welche aus den Messsignalen von $x_{x,1}$ und $x_{x,2}$ gebildet werden, dargestellt.

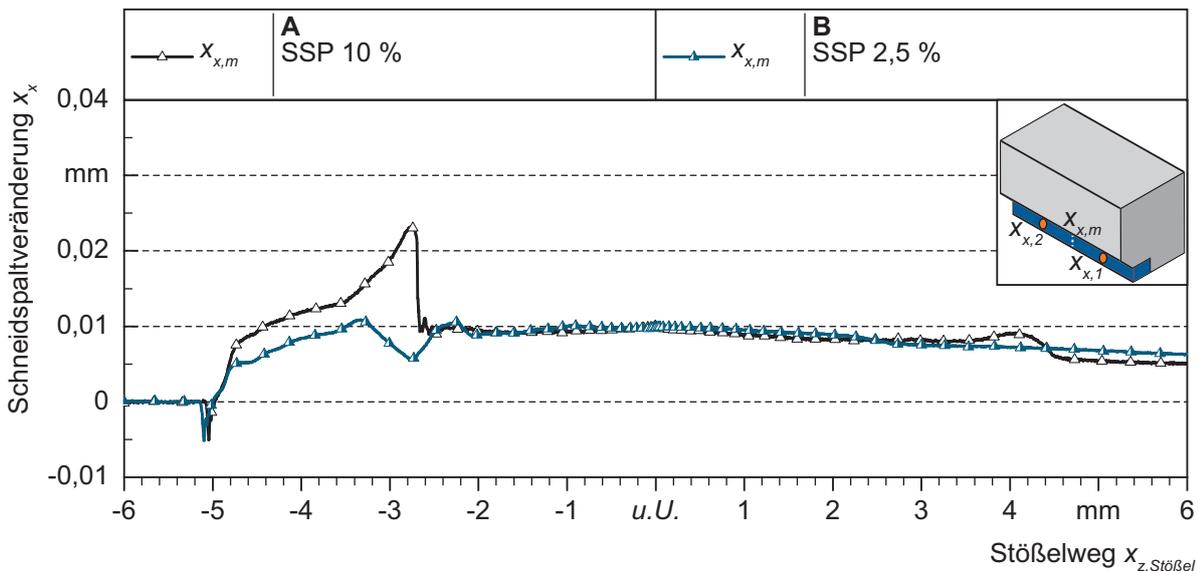


Abbildung 8-14: Versuchsreihen A und B – Verlauf der mittleren Schneidspaltveränderung über dem Stößelweg
(Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; $R_{SK,OM} 30 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)

In Analogie zum Querkraftverlauf der Versuchsreihe B kann auch bei der gemessenen Schneidspaltveränderung im Vergleich zur Referenzversuchsreihe A eine frühzeitigere Verkleinerung des Schneidspalts festgestellt werden. Diese beträgt hier ebenfalls -0,005 mm. Nach Erreichen des Minimums, nimmt der Schneidspalt sprunghaft zu. Dies beruht wiederum auf dem Führungsspiel des Stempelhalteblocks in der Führungsplatte. Während der plastischen Deformation nimmt der Schneidspalt weiter zu. Da jedoch das Querkraftniveau bei der Versuchsreihe B im Vergleich zur Referenz niedriger ist, sind folglich die messbaren Schneidspaltveränderungen ebenfalls geringer. Zum Zeitpunkt der maximalen Querkraft 3,42 mm vor *u.U.* ist eine Schneidspaltvergrößerung von 0,010 mm messbar. Wie bereits bei der Referenz festgestellt werden konnte, entspricht dies jedoch nicht der größten Schneidspaltveränderung. In der weiteren Folge des Scherschneidprozesses nimmt die messbare Schneidspaltveränderung auf 0,011 mm zu, da das um die *y*-Achse verkippte Verlagerungselement zurück rotiert. Im Unterschied zur Referenzversuchsreihe wird dieser Maximalwert jedoch nicht kurz vor der vollständigen Werkstofftrennung gemessen, sondern zu einem früheren Zeitpunkt. Dies liegt

an der an der Mantelfläche des Obermessers angreifenden Reibkraft infolge der Zipfelbildung. Wie bereits erwähnt, entlastet das daraus resultierende Moment die Querkraftsensoren und spiegelt sich folglich auch im Verlauf der gemessenen Schneidspaltveränderungen wider.

Nach der vollständigen Werkstofftrennung liegen die messbaren Schneidspaltveränderungen mit 0,009 mm auf dem Niveau der Referenzversuchsreihe. Im Rückhub fällt dieser Wert geringfügig bis auf 0,006 mm ab. Ursächlich für das geringe Offset im Vergleich zum Beginn des Schneidvorgangs sind hier wiederum das Führungsspiel des Stempelhalteblocks sowie die Reibungseffekte zwischen den Kontaktflächen im Versuchsaufbau (siehe Abschnitt 8.1.2).

Schnittflächenausprägung

In Abbildung 8-15 (a) sind die arithmetischen Mittelwerte der Schnittflächenkenngößen der Versuchsreihen A und B gegenübergestellt. Ergänzend hierzu werden im Bildbereich (b) Mikroskopaufnahmen der jeweiligen Schnittflächen gezeigt.

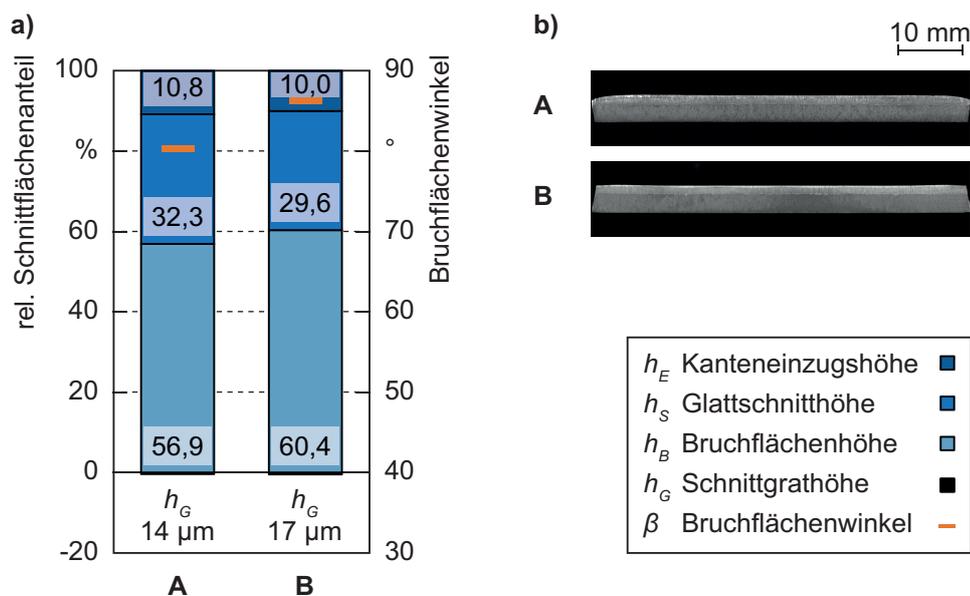


Abbildung 8-15: Versuchsreihen A und B – Schnittflächenausprägung: a) Prozentuale auf die Blechdicke bezogene Schnittflächenkenngößen; b) Mikroskopaufnahmen (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0 \text{ mm}$; $R_{SK,OM} 30 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32 \text{ mm}$, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32 \text{ mm}$, mit Abstützblech)

Wie bereits im Stand der Kenntnisse dargelegt (siehe Abschnitt 2.4.1), führt ein kleinerer Schneidspalt zu einer geringeren Kanteneinziehungshöhe. Bei der Versuchsreihe B konnte im Mittel eine Kanteneinziehungshöhe von 10 % der Blechdicke gemessen werden. Darüber hinaus ist der Glattschnittanteil geringer, wohingegen der Bruchflächenanteil zunimmt. Verantwortlich dafür ist, wie bereits bei der Diskussion der Prozesskräfte erwähnt, das Zusammenspiel zwischen der der Rissbildung entgegen wirkenden Druckspannungserhöhung in der Scherzone

aufgrund des kleineren Schneidspalts und den überlagerten Biegespannungen. Da mit kleinerem Schneidspalt die Biegung des Abschnitts geringer ist, sind auch die risshemmenden Biegedruckspannungen an der Blechunterseite kleiner, so dass hier bei identischer Schneidkanten­geometrie des Untermessers die Rissinitiierung zu einem früheren Zeitpunkt stattfindet. Die geringere Einzugshöhe und Glattschnitt­höhe in Kombination mit dem kleineren Schneidspalt führt zudem zu einem größeren Bruch­flächenwinkel von $86,2^\circ$.

Die absoluten Grathöhen der beiden Versuchsreihen liegen auf einem ähnlich niedrigen Niveau, da in beiden Fällen nahezu scharfkantige Werkzeugaktivelemente verwendet wurden. Bei Versuchsreihe B konnte eine geringfügig größere mittlere Grathöhe von $17\ \mu\text{m}$ gemessen werden.

8.2.2 Schneidkantenradius

Zur Abbildung von abrasivem Werkzeugverschleiß wurde im Rahmen der Versuchsreihe C am Obermesser ein Schneidkantenradius von $300\ \mu\text{m}$ durch CNC optisches Profilschleifen angebracht. Der Schneidkantenradius am Untermesser hingegen blieb im Vergleich zur Referenzversuchsreihe A unverändert, da aufgrund der größeren Relativbewegung zwischen dem Blechwerkstoff und dem Obermesser ein stärkerer abrasiver Verschleiß an diesem Werkzeugaktivelement zu erwarten ist. Um die Vergleichbarkeit zur Referenzversuchsreihe zu gewährleisten, wurden ebenfalls die Prozessparameter Schneidspalt und Werkzeugsteifigkeits­konfiguration nicht verändert. Der relative Schneidspalt betrug 10% der Blechdicke und das Versuchswerkzeug wies in z- und x-Richtung die größtmögliche Steifigkeit auf.

Prozesskräfte

In Abbildung 8-16 sind die Verläufe der Schneid- und Querkraft der Versuchsreihe C und der Referenzversuchsreihe A über dem Stößelweg dargestellt. Trotz der größeren Schneidkantenverrundung bei Versuchsreihe C sind die Verläufe der Schneid- und Querkraft in den ersten beiden Schneidphasen nahezu deckungsgleich. Bis zum Auftreffen des Obermessers auf das Blech ist die messbare Schneid- und Querkraft 0. Anschließend steigt die Schneidkraft mit dem charakteristischen progressiven Verlauf an. Die Querkraft ist zu diesem Zeitpunkt negativ. Grund hierfür ist, wie bereits bei den Versuchsreihen A und B erörtert, die Biegung des Abschnitts. Dies führt zu einer außermittigen Krafteinleitung in das Obermesser und somit zu einem Moment, welches die Querkraftsensoren entlastet. In der weiteren Folge des Scherschneidvorgangs beginnt die elastische Deformation. Diese ist gekennzeichnet durch einen linearen Anstieg der Schneidkraft. Aufgrund des durch die Schneidkraft im Blech induzierten schneidspaltabhängigen Biegemoments steigt in dieser Phase auch die Querkraft an.

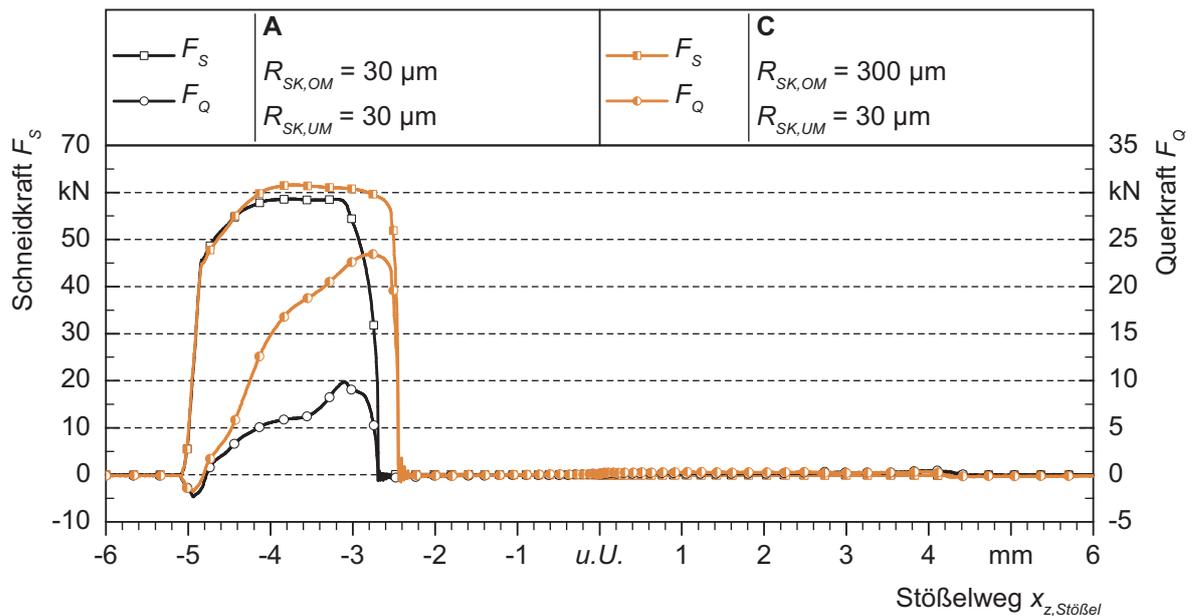


Abbildung 8-16: Versuchsreihen A und C – Verlauf der Schneid- und Querkraft über dem Stößelweg
(Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0 \text{ mm}$; SSP $0,4 \text{ mm}$; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, $\varnothing 32 \text{ mm}$, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, $\varnothing 32 \text{ mm}$, mit Abstützblech)

Während der plastischen Deformation nimmt die Schneidkraft infolge der zunehmenden Kaltverfestigung des Blechwerkstoffs weiter zu und erreicht im Maximum einen Wert von 61 kN. Der im Vergleich zur Referenzversuchsreihe A größere Wert liegt ebenfalls in der Kaltverfestigung des Werkstoffs begründet. Durch die große Schneidkantenverrundung am Obermesser entstehen in der Scherzone deutlich größere risshemmende Druckspannungen, wodurch der Werkstoff länger in die Scherzone hineinfließen kann.

Das zeigt auch der Querkraftverlauf, welcher mit zunehmender Eintauchtiefe des Obermessers deutlich ansteigt und im Vergleich zur Referenz auf einem signifikant höheren Niveau liegt. Da der hohe Werkstofffluss in die Scherzone einerseits eine Reibkraft am Obermesser verursacht, welche der Querkraft entgegen wirkt, und andererseits das durch die Schneidkraft im Blech induzierte Biegemoment im Vergleich zur Referenz nahezu identisch ist, dominiert hier der Effekt der Druckspannungserhöhung. Das Maximum der Querkraft wird kurz vor der vollständigen Werkstofftrennung erreicht und beträgt 23,4 kN. Dies entspricht 38 % der maximalen Schneidkraft.

Der hohe Druckspannungszustand in der Scherzone führt auch zu einer späteren Rissinitiierung. Die vollständige Werkstofftrennung und der damit verbundene Kraftabfall der Schneid- und Querkraft finden zu einem späteren Zeitpunkt statt.

Während des Eintauchens des Obermessers und im Rückhub können wie bereits bei den Versuchsreihen A und B nahezu keine Kräfte gemessen werden. Verantwortlich dafür ist die

Bauteilrückfederung nach der vollständigen Werkstofftrennung in Kombination mit der hohen Werkzeugsteifigkeit, so dass nahezu keine Reibkraft zwischen der Mantelfläche des Obermessers und des Blechs entsteht.

Verlagerung in z-Richtung

Da das Schneidkraftniveau der Versuchsreihe C mit einer verrundeten Obermesserschneidkante nur geringfügig größer ist als bei der Referenz mit scharfkantigen Aktivelementen, können infolge der hohen Werkzeugsteifigkeit nahezu keine Unterschiede in den z-Verlagerungen gemessen werden. Die jeweiligen Verläufe der z-Verlagerungen sind in Abbildung 8-17 dargestellt.

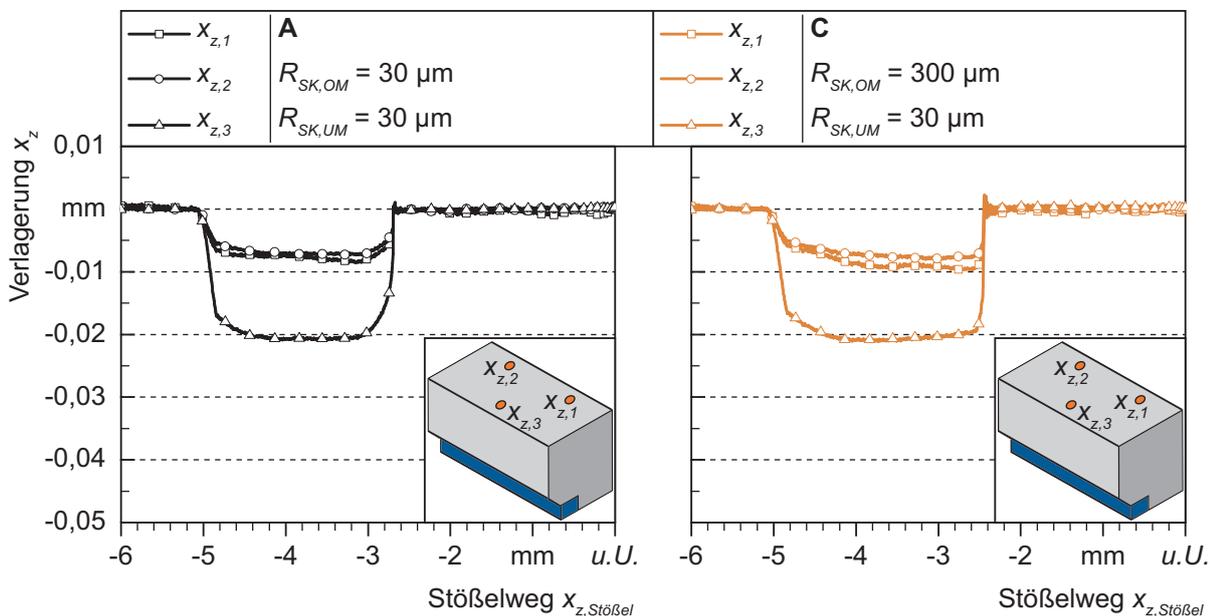


Abbildung 8-17: Versuchsreihen A und C – Verlauf der Verlagerungen in z-Richtung über dem Stößelweg
(Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)

Wiederum ist der Messwert $x_{z,3}$ größer als die Messwerte $x_{z,1}$ und $x_{z,2}$. Dies liegt an der bereits erwähnten Rotation des Verlagerungselements um die y-Achse in Kombination mit dessen elastischer Deformation (siehe Abbildung 8-7). Auffällig ist jedoch, dass die absoluten Messwerte von $x_{z,1}$ und $x_{z,2}$ bei der Versuchsreihe C während der plastischen Deformation geringfügig abnehmen wohingegen der Messwert $x_{z,3}$ tendenziell größer wird. Das abnehmende Offset zwischen $x_{z,3}$ und $x_{z,1}$ bzw. $x_{z,2}$ bedeutet, dass auch die ursprüngliche Rotation des Verlagerungselements um die y-Achse mit zunehmender Eintauchtiefe des Obermessers abnimmt. Die Ursache hierfür ist das von der Querkraft erzeugte Gegenmoment. Dieses wird mit zunehmender Eintauchtiefe des Obermessers immer größer, da auch das Querkraftniveau steigt (siehe Abbildung 8-16).

Zwischen den Verläufen von $x_{z,1}$ und $x_{z,2}$ können nur geringe Unterschiede gemessen werden. Das bedeutet, dass auch in dieser Versuchsreihe während des Scherschneidvorgangs nahezu keine Rotation des Verlagerungselements um die x-Achse stattfindet.

Des Weiteren spiegelt sich die infolge des höheren Druckspannungszustands in der Scherzone später auftretende vollständige Werkstofftrennung in den Messwerten wider. Bei der Versuchsreihe C erreichen die Verlagerungen in z-Richtung zu einem späteren Zeitpunkt den Wert 0. Wie bei der Referenzversuchsreihe ändern sich diese Werte in der anschließenden Eintauchphase nicht mehr.

Verlagerung in x-Richtung (Schneidspaltveränderung)

Das höhere Querkraftniveau der Versuchsreihe C beeinflusst erwartungsgemäß auch die auftretenden Schneidspaltveränderungen. Abbildung 8-18 zeigt die Mittelwertkurve der Messwerte dieser Versuchsreihe über dem Stößelweg. Zum Vergleich ist auch das Ergebnis der Referenzversuchsreihe A dargestellt.

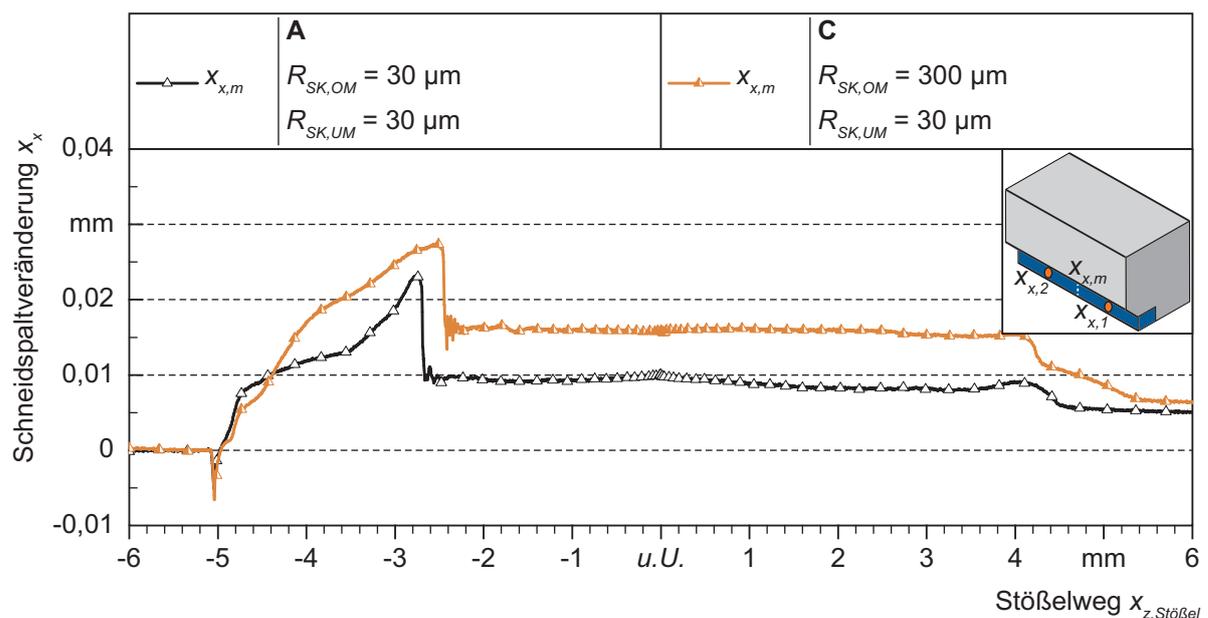


Abbildung 8-18: Versuchsreihen A und C – Verlauf der mittleren Schneidspaltveränderung über dem Stößelweg
(Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0 \text{ mm}$; SSP $0,4 \text{ mm}$; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, $\text{Ø } 32 \text{ mm}$, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, $\text{Ø } 32 \text{ mm}$, mit Abstützblech)

In Analogie zur Querkraft, welche mit Auftreffen des Obermessers auf das Blech negativ wird, verkleinert sich zu Beginn des Scherschneidvorgangs der Schneidspalt um $0,006 \text{ mm}$. Mit zunehmender Eintauchtiefe des Obermessers in den Blechwerkstoff wird eine Vergrößerung des Schneidspalts gemessen. Zum Zeitpunkt der maximalen Querkraft $2,73 \text{ mm}$ vor $u.U.$ der Presse vergrößerte sich der Schneidspalt bereits um $0,026 \text{ mm}$. Dies entspricht jedoch nicht der maximal messbaren Schneidspaltveränderung. Am Ende des Scherschneidprozesses rotiert das

Verlagerungselement um die y-Achse in seine Ausgangslage zurück, wodurch nochmals eine Zunahme des Schneidspalts messbar ist. Im Vergleich zur Referenzversuchsreihe fällt diese Zunahme jedoch deutlich geringer aus. Die Ursache hierfür ist das bereits bei den z-Verlagerungen erörterte, durch die Querkraft verursachte, Gegenmoment. In Folge dessen findet die Rotation des Verlagerungselements zurück in seine Ausgangslage zum Teil bereits während des Scherschneidprozesses statt. Die größte Schneidspaltaufweitung von 0,028 mm ist kurz vor der vollständigen Werkstofftrennung messbar.

Nach der Werkstofftrennung federt das unter dem Niederhalter geklemmte Bauteil elastisch zurück. Im Verlauf der Schneidspaltveränderung ist ein sprunghafter Abfall auf 0,017 mm zu beobachten. Demzufolge ist in dieser Versuchsreihe die Bauteilrückfederung nach der vollständigen Werkstofftrennung im Vergleich zur Referenzversuchsreihe mit scharfkantigen Werkzeugaktivelementen wegen des höheren Druckspannungszustands in der Scherzone deutlich geringer. Das Bauteil liegt in dieser Schneidphase an der Mantelfläche des Obermessers an.

Die Schneidspaltaufweitung von 0,017 mm ist auch während des Eintauchens des Obermessers und im Rückhub messbar. Erst ab dem Zeitpunkt, an dem die Schneidkante des Obermessers sich auf der Höhe des Kanteneinzugs befindet, kann nochmals eine Abnahme der Schneidspaltveränderung beobachtet werden. Das geringe Offset am Ende des Scherschneidprozesses im Vergleich zum Beginn liegt wie bereits bei den Versuchsreihen A und B am Führungsspiel des Stempelhalteblocks sowie an Reibungseffekten zwischen den Kontaktflächen im Versuchsaufbau.

Schnittflächenausprägung

Die arithmetischen Mittelwerte der Schnittflächenkenngrößen der Versuchsreihen A und C sind in Abbildung 8-19 (a) dargestellt. Bildausschnitt (b) zeigt Mikroskopaufnahmen der jeweiligen Schnittflächen.

Wie bereits aus dem Kraftverlauf der Versuchsreihe C ersichtlich, findet die vollständige Werkstofftrennung im Vergleich zur Referenz aufgrund des deutlich höheren Druckspannungszustands in der Scherzone zu einem späteren Zeitpunkt statt. Demzufolge konnte hier eine größere Kanteneinzugs- und Glattschnitthöhe sowie eine geringere Bruchflächenhöhe gemessen werden. Aufgrund der größeren Kanteneinzugs- und Glattschnitthöhe bei gleichem Schneidspalt ist der messbare Bruchflächenwinkel kleiner als bei der Referenzversuchsreihe A.

Die Grathöhe befindet sich bei der Versuchsreihe C auf dem Niveau der Referenzversuchsreihe, da diese maßgeblich von der Schneidkantengeometrie des Untermessers beeinflusst wird. Diese

war bei beiden Versuchsreihen identisch. Das Untermesser besaß jeweils einen Schneidkantenradius von $30\ \mu\text{m}$.

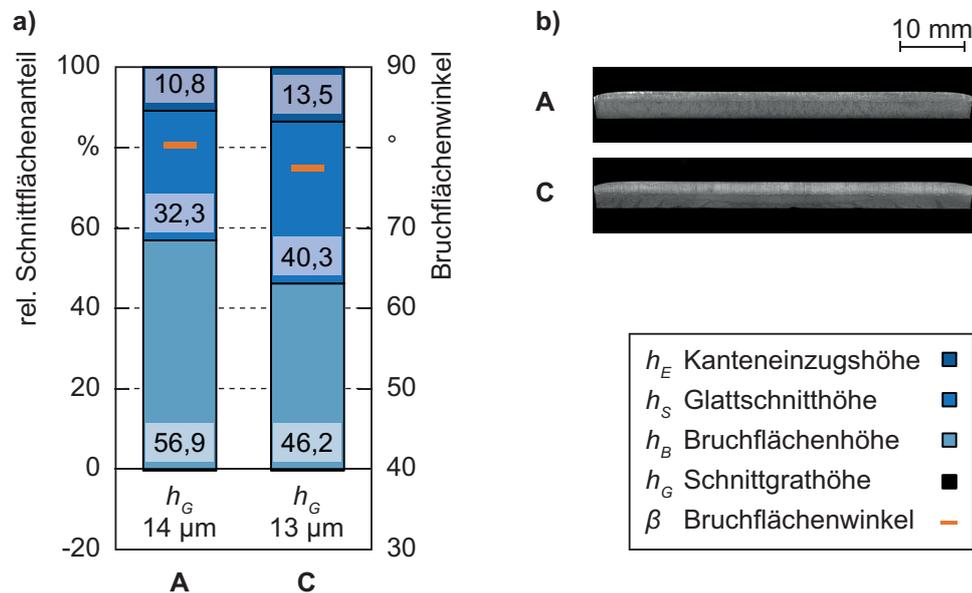


Abbildung 8-19: Versuchsreihen A und C – Schnittflächenausprägung: a) Prozentuale auf die Blechdicke bezogene Schnittflächenkenngrößen; b) Mikroskopaufnahmen (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0\ \text{mm}$; SSP $0,4\ \text{mm}$; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, $\varnothing 32\ \text{mm}$, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, $\varnothing 32\ \text{mm}$, mit Abstützblech)

8.2.3 Werkzeugsteifigkeitskonfiguration

Ein wesentliches Ziel dieser Arbeit ist die systematische Analyse des Einflusses der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration auf die Prozesskräfte und resultierenden Verlagerungen sowie auf die Schnittflächenausprägung. Daher wurde im Rahmen weiterer Versuchsreihen die Werkzeugsteifigkeitskonfiguration gezielt variiert.

Zunächst wurden in z- und x-Richtung Federelemente mit einem Außendurchmesser von jeweils $32\ \text{mm}$ aus Stahl (Versuchsreihe D), Aluminium (Versuchsreihe E) und Magnesium (Versuchsreihe F) verwendet. Da insbesondere die Quersteifigkeit des Werkzeugs die Schneidspaltveränderungen beeinflusst, wurde in einer abschließenden Versuchsreihe (G) die kleinstmögliche Quersteifigkeit eingestellt. Hierzu wurden in x-Richtung Federelemente aus Magnesium mit einem Außendurchmesser von $24\ \text{mm}$ eingesetzt. In Normalenrichtung (z-Richtung) fanden Federelemente aus Stahl mit dem größtmöglichen Außendurchmesser von $32\ \text{mm}$ Verwendung, um in dieser Richtung eine möglichst hohe Steifigkeit zu erhalten.

Es wurden bei den vier genannten Versuchsreihen folgende weitere Prozessparameter-einstellungen gewählt:

- Schneidspalt 0,4 mm (10 % der Blechdicke)
- 300 μm Schneidkantenradius am Obermesser
- 30 μm Schneidkantenradius am Untermesser
- keine Abstützbleche

Prozesskräfte

Die Verläufe der Prozesskräfte in Normalen- und Querrichtung der Versuchsreihen D, E und F sind in Abbildung 8-20 dargestellt.

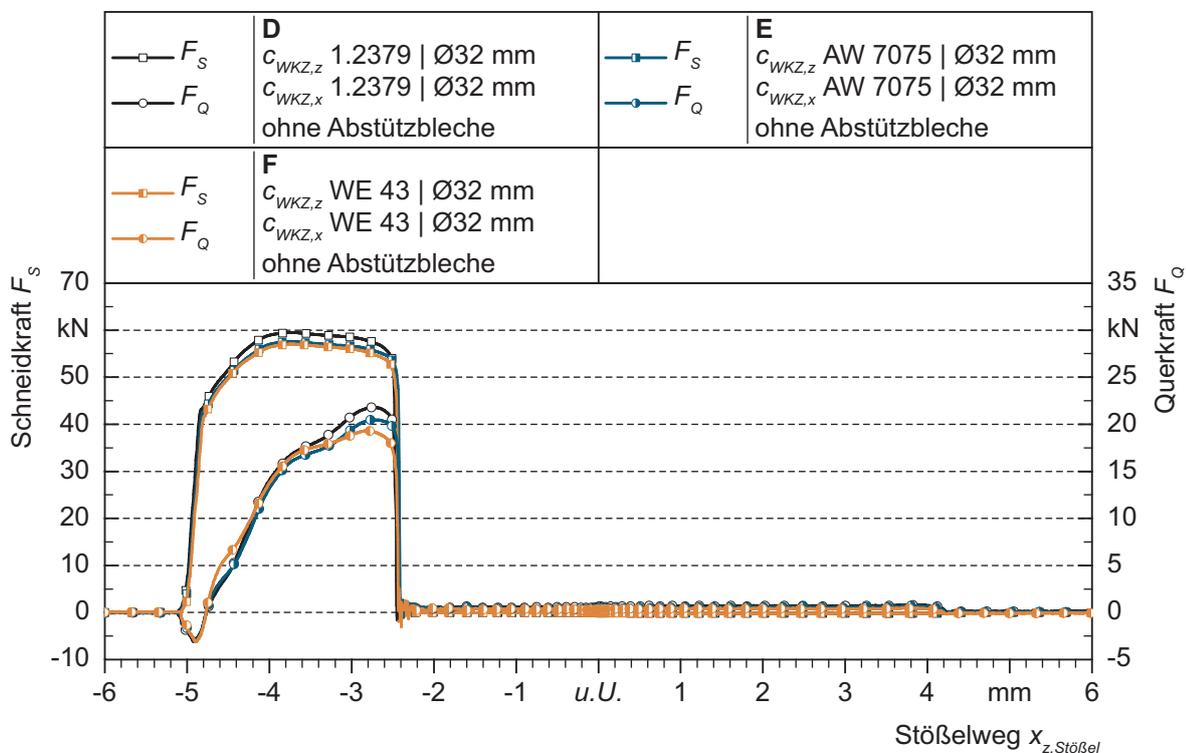


Abbildung 8-20: Versuchsreihen D, E und F – Verlauf der Schneid- und Querkraft über dem Stößelweg
(Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 300 μm ;
 $R_{SK,UM}$ 30 μm)

Die Veränderung der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration beeinflusst kaum den qualitativen Verlauf der Prozesskräfte. In Analogie zu den Versuchsreihen mit der maximal steifen Werkzeugkonfiguration können bis zum Auftreffen des Obermessers auf den Blechwerkstoff weder in Normalen- noch in Querrichtung Kräfte gemessen werden. Danach wird die Querkraft negativ, wohingegen die Schneidkraft mit dem bereits bei der maximal steifen Werkzeugkonfiguration beobachteten progressiven Verlauf zunimmt. Der Grund hierfür ist wiederum die außermittige Krafteinleitung in das Obermesser und das daraus resultierende, die Querkraft-

sensoren entlastende Moment. Während der elastischen Deformation steigen sowohl die Schneid- als auch Querkraft an. Die unterschiedliche Werkzeugsteifigkeitskonfiguration zeigt sich in der Steigung des Schneidkraftanstiegs. Je geringer die Steifigkeit der eingesetzten Federelemente, desto flacher ist dieser Anstieg.

In der weiteren Folge des Scherschneidprozesses, der plastischen Deformation, ist ebenfalls eine Zunahme der Prozesskräfte in Normalen- und Querrichtung messbar. In dieser Phase erreicht die Schneidkraft ihren Maximalwert. Auffällig ist hierbei, dass mit abnehmender Steifigkeit der eingesetzten Federelemente auch die maximale Schneidkraft geringer wird. Während in der maximal steifen Konfiguration ein Schneidkraftmaximum von 61 kN messbar war (siehe Abbildung 8-16), reduziert sich die maximale Schneidkraft durch den Ausbau der Abstützbleche auf 59,6 kN. Dieser Trend setzt sich bei zunehmender Reduzierung der Federsteifigkeit fort. In der Werkzeugkonfiguration mit den eingebauten Federelementen aus Aluminium wurde ein Schneidkraftmaximum von 57,5 kN gemessen. Bei der Versuchsreihe E mit eingebauten Magnesiumfedern liegt es bei 57 kN. Dieselbe Tendenz kann auch bei den maximalen Querkraften festgestellt werden. Auch hier ist mit abnehmender Steifigkeit der eingesetzten Federelemente eine geringere maximale Querkraft messbar.

Die Abnahme der messbaren maximalen Prozesskräfte mit geringer werdender Federsteifigkeit beruht auf komplexen Wirkzusammenhängen zwischen der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration und den infolge der Prozesskräfte auftretenden Verkippungen und Verlagerungen im Versuchswerkzeug. Diese können nicht isoliert voneinander betrachtet werden.

So nimmt beispielsweise, wie im Folgenden noch detailliert dargestellt wird, die Rotation des Verlagerungselements um die y -Achse mit geringer werdender Steifigkeit der Federn in z -Richtung aufgrund der außermittigen Schneidkrafteinleitung zu (Abbildung 8-21). Mit zunehmender Rotation um die y -Achse ändert sich jedoch auch der Spannungszustand in der Scherzone. Exemplarisch sei hier die Biegung des Abschnitts genannt, welche mit zunehmender Verkippung größer wird. Hierdurch wird wiederum der in der Scherzone vorherrschende Spannungszustand mit größeren Biegezugspannungen an der Blechoberseite und Biegedruckspannungen an der Blechunterseite überlagert. Auch durch die Schrägstellung des Obermessers werden Druckspannungen in das Blech induziert. Da hierdurch der Werkstoff besser in die Scherzone nachfließen kann, bewirkt dies einerseits eine Erhöhung der Schneidkraft infolge der Kaltverfestigung und andererseits nimmt auch die Querkraft aufgrund des größeren Druckspannungszustands zu.

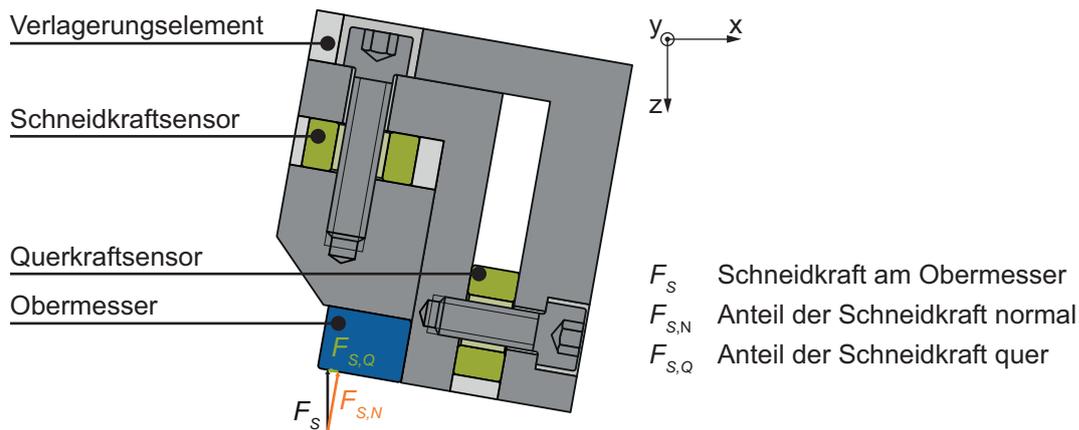


Abbildung 8-21: Zerlegung der Schneidkraft in seine Komponenten am verkippten Verlagerungselement

Zusätzlich muss jedoch bei der Messung der Prozesskräfte berücksichtigt werden, dass sich die wirkenden Kräfte infolge der Rotation um die y-Achse in ihre Komponenten normal und quer dazu aufteilen. In Abbildung 8-21 ist dies exemplarisch für die Schneidkraft dargestellt. In diesem Fall führt die Zerlegung der Schneidkraft F_S in ihre Komponenten $F_{S,N}$ und $F_{S,Q}$ zu einer geringeren messbaren Schneidkraft. Darüber hinaus ist der Anteil $F_{S,Q}$ der Schneidkraft der Querkraft entgegengerichtet, so dass auch in dieser Richtung der gemessene Kraftwert kleiner wird.

Die messbaren Prozesskräfte sind noch von einem weiteren Effekt abhängig. Infolge der Druckspannungserhöhung in der Scherzone verändert sich in Abhängigkeit der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration der Schneidspalt. Mit größerem Schneidspalt nimmt wiederum die maximale Schneidkraft ab, wie die Untersuchungen aus Abschnitt 8.2.1 bestätigen.

Im Querkraftverlauf der drei Versuchsreihen (Abbildung 8-20) ist weiterhin auffällig, dass die größten Unterschiede erst gegen Ende der plastischen Deformation auftreten. Dies kann ebenfalls mit einer Schneidspaltveränderung begründet werden. Wie im nachfolgenden Abschnitt zu den z-Verlagerungen noch detailliert erklärt wird, nimmt die Rotation um die y-Achse gegen Ende der plastischen Deformation ab. Diese Abnahme ist umso größer, je geringer die Steifigkeit der verwendeten Federelemente ist. Die daraus resultierende Schneidspaltaufweitung bewirkt jedoch auch, dass sich der Druckspannungszustand in der Scherzone verkleinert, was sich in einer geringeren messbaren Querkraft zeigt.

Nach der vollständigen Werkstofftrennung fallen die messbaren Prozesskräfte steil ab. Im Unterschied zur Versuchsreihe mit der maximal steifen Werkzeugkonfiguration (siehe Abschnitt 8.2.2) können bei den Versuchsreihen mit einer verringerten Werkzeugsteifigkeit (Versuchsreihen D, E und F) während des Eintauchens des Obermessers und im Rückhub geringe Kräfte insbesondere in x-Richtung (Querrichtung) gemessen werden. Das Kraftniveau

der messbaren Querkkräfte liegt jedoch unter 1 kN. Die Ursache hierfür ist die elastische Verdrängung des Obermessers, welches trotz der Bauteilrückfederung nach der vollständigen Werkstofftrennung während des Eintauchens bzw. im Rückhub an der Schnittfläche anliegt.

Abbildung 8-22 zeigt die Prozesskraftverläufe der abschließenden Versuchsreihe G über dem Stößelweg. In dieser Versuchsreihe wurde, wie bereits erwähnt, gezielt die Quersteifigkeit des Versuchswerkzeugs herabgesetzt, wohingegen in z-Richtung die größtmögliche Werkzeugsteifigkeitskonfiguration gewählt wurde. Auf den Einbau von Abstützblechen wurde verzichtet, um auch eine Rotation des Obermessers zuzulassen (siehe Abschnitt 6.1).

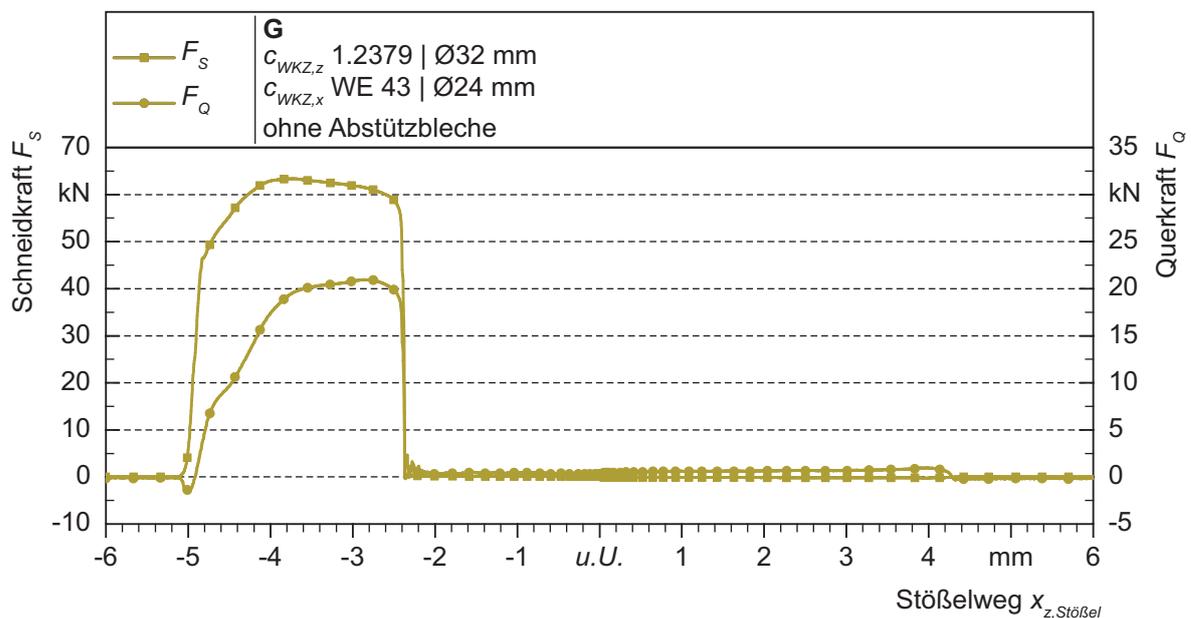


Abbildung 8-22: Versuchsreihen G – Verlauf der Schneid- und Querkraft über dem Stößelweg
(Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 300 μ m; $R_{SK,UM}$ 30 μ m)

Auch hier weist der Schneid- und Querkraftverlauf ähnliche charakteristische Merkmale wie die Verläufe der bereits vorgestellten Versuchsreihen auf. Auffällig ist jedoch, dass im Unterschied zu den Versuchsreihen D, E und F das Schneidkraftmaximum auf einem höheren Niveau liegt. Es beträgt in diesem Fall 63,5 kN. Verantwortlich hierfür sind die komplexen Wirkzusammenhänge zwischen der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration und den infolge der Prozesskräfte auftretenden Verkippungen und Verlagerungen im Versuchswerkzeug während des Scherschneidprozesses. Am stärksten wird bei dieser Werkzeugsteifigkeitskonfiguration der Messwert der Schneidkraft von der Rotation des Obermessers um die y-Achse beeinflusst. Wie im nachfolgenden Abschnitt zu den z-Verlagerungen noch detaillierter dargestellt wird, ist die Drehrichtung infolge der geringen Quersteifigkeit jedoch entgegengesetzt zu der in Abbildung 8-21 dargestellten Verkippung. Dadurch werden im Blechwerkstoff verstärkt

Druckspannungen induziert. Folglich kann dieser länger in die Scherzone nachfließen. Die daraus resultierende höhere Kaltverfestigung führt wiederum zu einer größeren maximalen Schneidkraft.

Auch das Querkraftmaximum wird von dieser Rotation des Obermessers um die y -Achse beeinflusst. Der Trend, dass mit geringerer Werkzeugsteifigkeitskonfiguration in Querrichtung die maximale Querkraft abnimmt, kann nicht bestätigt werden. Ursächlich hierfür sind die Verkippen und Verlagerungen im Versuchswerkzeug. So führt beispielsweise die Druckspannungserhöhung in der Scherzone infolge der Rotation um die y -Achse zu einer Erhöhung der messbaren Querkraft. Infolge der höheren Querkraft weitet sich jedoch auch der Schneidspalt stärker, zumal in dieser Versuchsreihe die Werkzeugkonfiguration mit der geringsten Quersteifigkeit verwendet wurde. Wie bei den Versuchsreihen D, E und F gezeigt, reduziert diese Schneidspaltänderung während des Scherschneidprozesses die messbaren Querkräfte. Ferner teilen sich die Prozesskräfte im Werkzeugsystem infolge der Rotation in ihre horizontalen und vertikalen Komponenten auf (siehe Abbildung 8-21), was ebenfalls Einfluss auf die Messwerte nehmen kann. In Summe konnte in dieser Werkzeugkonfiguration eine maximale Querkraft von 21 kN gemessen werden. Diese liegt somit auf dem Niveau der Versuchsreihe D (Federelemente aus Stahl, Ø32 mm, ohne Abstützbleche).

In dieser Werkzeugsteifigkeitskonfiguration können auch während der Eintauchphase des Obermessers in das Blech und im Rückhub Querkräfte gemessen werden. Diese liegen im Maximum bei 1,25 kN und sind somit größer als bei den Versuchsreihen D, E und F. Grund hierfür ist die größere elastische Verdrängung des Obermessers infolge der geringeren Quersteifigkeit des Werkzeugs. Nach der vollständigen Werkstofftrennung liegt das Obermesser trotz der Bauteilrückfederung an der Schnittfläche an, was sich in den Messwerten während des Eintauchens und im Rückhub widerspiegelt.

Verlagerungen in z-Richtung

Abbildung 8-23 zeigt die gemessenen Verlagerungsverläufe in z-Richtung über dem Stößelweg der Versuchsreihen D, E, F und G.

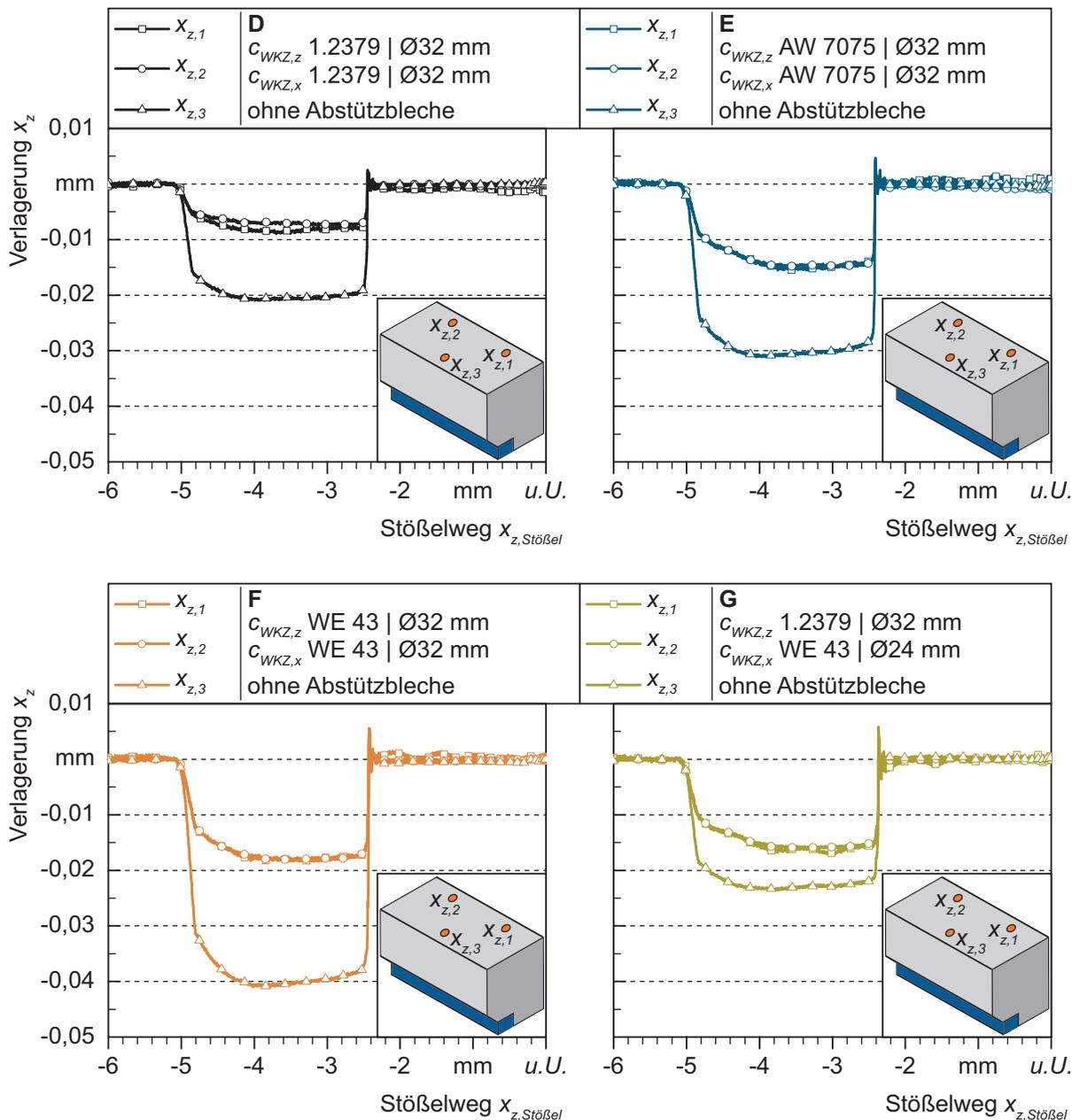


Abbildung 8-23: Versuchsreihen D, E, F und G – Verlauf der Verlagerungen in z-Richtung über dem Stößelweg
(Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 300 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm)

Wie bei den zuvor dargestellten Versuchsreihen sind hier bei allen Versuchsreihen die Unterschiede in den Messwerten von $x_{z,1}$ und $x_{z,2}$ äußerst gering bzw. nicht vorhanden. Folglich findet auch bei den untersuchten Werkzeugsteifigkeitskonfigurationen keine Rotation des Verlagerungselements und damit des Obermessers um die x-Achse statt. Sämtliche Messwerte von

$x_{z,3}$ liegen auf einem höheren Niveau als die von $x_{z,1}$ und $x_{z,2}$. Dies ist auf die bereits erwähnte elastische Deformation des Verlagerungselements (siehe Abbildung 8-7 (b)) in Kombination mit dessen Rotation um die y-Achse zurückzuführen.

Da sich das Niveau der maximalen Schneidkraft nur geringfügig ändert, kann bei allen Versuchsreihen von einer annähernd konstanten elastischen Deformation des Verlagerungselements ausgegangen werden. In der Differenz zwischen $x_{z,3}$ und $x_{z,1/2}$ zeigt sich die Änderung der Rotation um die y-Achse. Ist diese beispielsweise größer als bei der maximal steifen Werkzeugkonfiguration (siehe Abbildung 8-17), findet Rotation im Uhrzeigersinn statt. Bei einer geringeren Differenz zwischen $x_{z,3}$ und $x_{z,1/2}$ hingegen rotiert das Verlagerungselement gegen den Uhrzeigersinn.

Die Messergebnisse der Versuchsreihen D, E und F zeigen, dass diese Differenz umso größer ist, je geringer die Steifigkeit der eingesetzten Federelemente ist. Daher tritt, wie bereits bei der Diskussion der Prozesskraftverläufe erwähnt, in der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration mit den eingesetzten Federelementen aus Magnesium (Versuchsreihe F) die größte Rotation um die y-Achse auf. Die Drehrichtung ist hierbei, wie in Abbildung 8-21 dargestellt, im Uhrzeigersinn. Bei der Werkzeugkonfiguration mit der kleinstmöglichen Quersteifigkeit (Versuchsreihe G) hingegen ist die Differenz zwischen $x_{z,3}$ und $x_{z,1/2}$ deutlich geringer als in der maximal steifen Werkzeugkonfiguration (siehe Abbildung 8-17). Dies bedeutet, dass hier eine Rotation des Verlagerungselements um die y-Achse mit entgegengesetzter Drehrichtung zu den bisherigen Versuchsreihen stattfindet.

Bei den Verlagerungsverläufen in z-Richtung kann festgestellt werden, dass insbesondere bei den Versuchsreihen E, F und G die Differenz zwischen $x_{z,3}$ und $x_{z,1/2}$ gegen Ende der plastischen Deformation abnimmt. Demzufolge ändert sich die Verkippung des Obermessers um die y-Achse während des Scherschneidprozesses. Die Drehung ist hierbei so gerichtet, dass sich der Schneidspalt gegen Ende der plastischen Deformation infolge des von der Querkraft induzierten Moments aufweitet. Dies reduziert, wie im vorherigen Abschnitt über die Prozesskräfte erwähnt, den Druckspannungszustand in der Scherzone und beeinflusst damit auch die messbaren Kräfte.

Verlagerungen in x-Richtung (Schneidspaltveränderung)

Abbildung 8-24 stellt die Mittelwertkurven der gemessenen Schneidspaltveränderungen der Versuchsreihen D, E, F und G über dem Stößelweg dar. Die Verläufe weisen ähnliche charakteristische Abschnitte wie die zuvor vorgestellten Versuchsreihen auf.

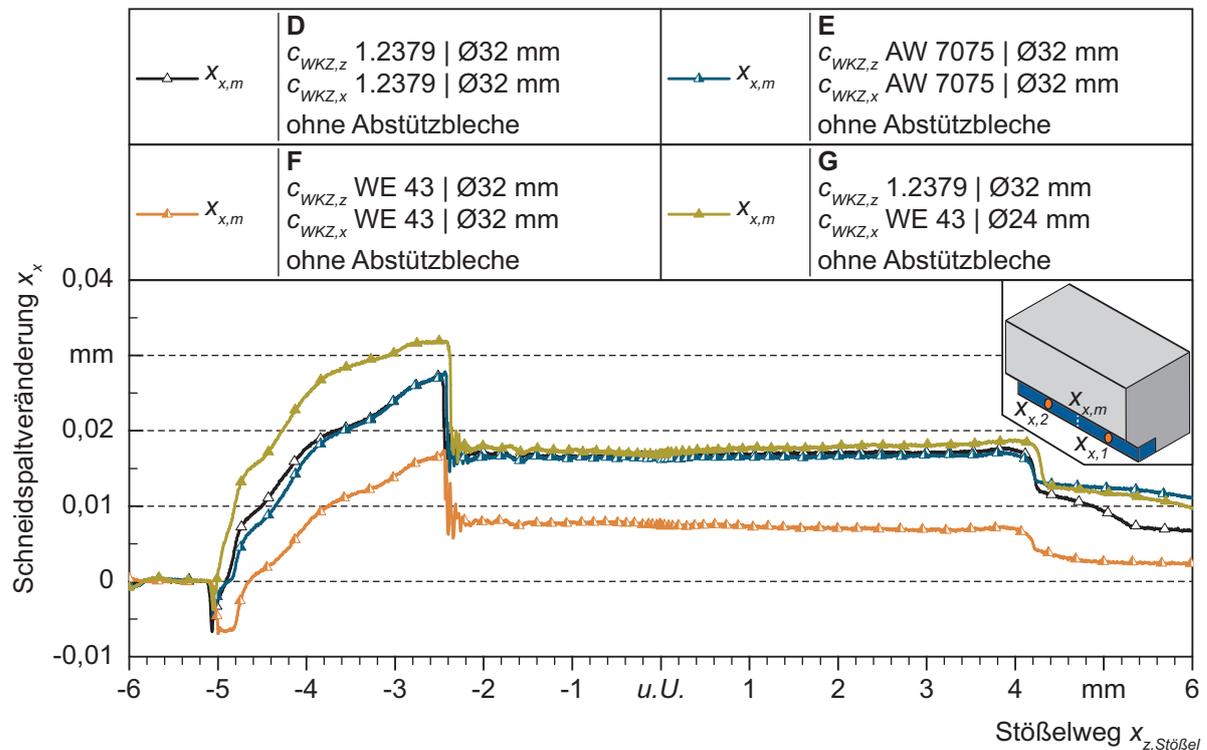


Abbildung 8-24: Versuchsreihen D, E, F und G – Verlauf der mittleren Schneidspaltveränderung über dem Stößelweg
 (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 300 μ m;
 $R_{SK,UM}$ 30 μ m)

Nach Auftreffen des Obermessers ist bei allen gezeigten Versuchsreihen eine Verkleinerung des Schneidspalts messbar. In der weiteren Folge des Scherschneidprozesses nehmen die Schneidspaltveränderungen zu und erreichen kurz vor der vollständigen Werkstofftrennung ihre Maximalwerte. Erwartungsgemäß konnte die größte Schneidspaltveränderung bei der Werkzeugkonfiguration mit der geringsten Quersteifigkeit gemessen werden (Versuchsreihe G). Diese beträgt 0,032 mm. Es ist auffällig, dass die Unterschiede in den maximalen Schneidspaltveränderungen bei den Versuchsreihen D und E sehr gering sind. Bei der Versuchsreihe E mit eingebauten Aluminiumfederelementen konnte mit 0,028 mm nur eine unwesentlich größere maximale Schneidspaltaufweitung gemessen werden als bei der Versuchsreihe mit Federelementen aus Stahl (Versuchsreihe D). Diese beträgt im Maximum 0,027 mm. Dies liegt an der Rotation des Obermessers um die y-Achse, welche bei Versuchsreihe E deutlich größer ist. Wie bereits erwähnt, ist hierbei die Drehrichtung im Uhrzeigersinn (siehe Abbildung 8-21). Demzufolge verkleinert sich der Schneidspalt. Dieser überlagerte Effekt

beeinflusst das Messergebnis. Deutlich wird dies vor allem bei Versuchsreihe F mit den Federelementen aus Magnesium. Wie im vorherigen Abschnitt gezeigt, tritt hier die größte Rotation des Verlagerungselements um die y-Achse auf. Folglich sind die maximal messbaren Schneidspaltveränderungen trotz der geringeren Quersteifigkeit und einem nur geringfügig kleineren Querkraftniveau niedriger. Kurz vor der vollständigen Werkstofftrennung ist eine Schneidspaltvergrößerung von 0,017 mm messbar.

Nach der vollständigen Werkstofftrennung federt das unter dem Niederhalter geklemmte Bauteil elastisch zurück. Im Verlauf der gemessenen Schneidspaltveränderungen ist ein sprunghafter Abfall zu erkennen. Bei den Versuchsreihen D, E und G sind während des Eintauchens und im Rückhub 0,017 mm messbar. Da bei der Versuchsreihe F die maximale Schneidspaltaufweitung insgesamt geringer ist, können hier infolge der Bauteilrückfederung während des Eintauchens und im Rückhub 0,008 mm gemessen werden. Ab dem Zeitpunkt, an dem die Schneidkante des Obermessers sich auf der Höhe des Kanteneinzugs befindet, ist nochmals eine Abnahme der Schneidspaltveränderungen feststellbar. Dies bestätigt, dass die Mantelfläche des Obermessers während der Eintauchphase und im Rückhub am Bauteil anliegt. Das geringe Offset am Ende des Scherschneidprozesses im Vergleich zum Beginn liegt, wie bei den Versuchsreihen zuvor, am Führungsspiel des Stempelhalteblocks sowie an Reibungseffekten zwischen den Kontaktflächen im Versuchsaufbau.

Schnittflächenausprägung

Abbildung 8-25 (a) stellt die arithmetischen Mittelwerte der Schnittflächenkenngrößen der Versuchsreihen D, E, F und G dar, in deren Rahmen gezielt die Werkzeugsteifigkeitskonfiguration verändert wurde. Ergänzend hierzu zeigt Bildbereich (b) Mikroskopaufnahmen der jeweiligen Schnittflächen.

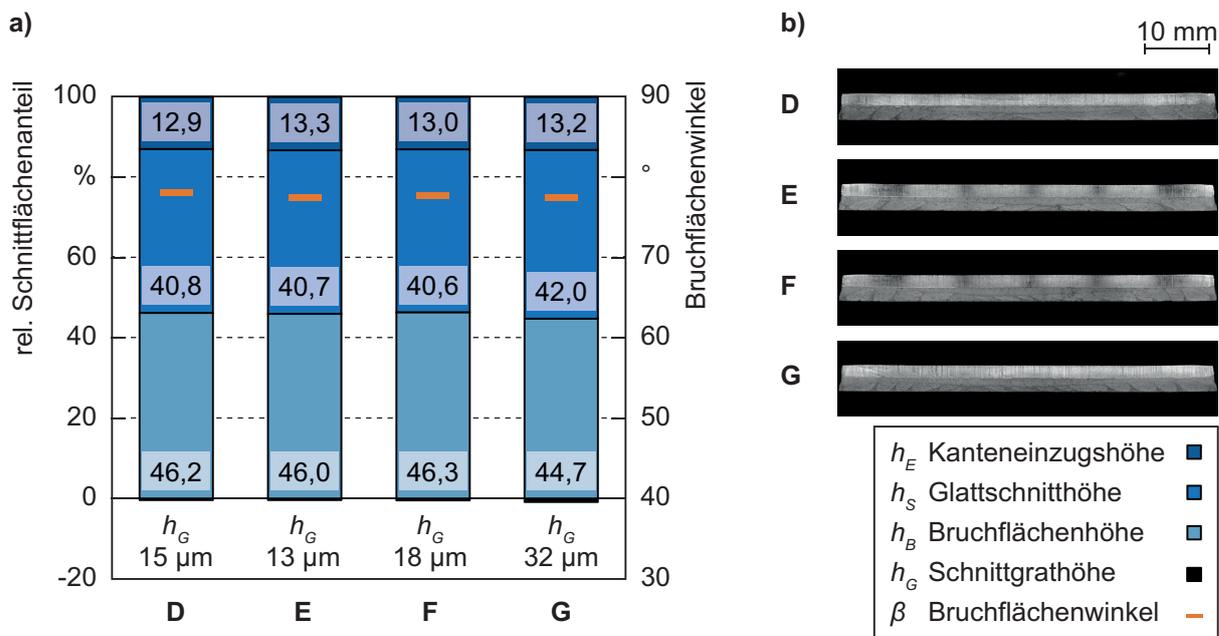


Abbildung 8-25: Versuchsreihen D, E, F und G – Schnittflächenausprägung: a) Prozentuale auf die Blechdicke bezogene Schnittflächenkenngrößen; b) Mikroskopaufnahmen (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0 \text{ mm}$; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM} 300 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$)

Trotz des zuvor beschriebenen Einflusses der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration auf die Prozesskräfte und Verlagerungen im Versuchswerkzeug sind bei den Versuchsreihen D, E und F nahezu keine Unterschiede in der Schnittflächenausprägung messbar. Dies wurde schon in den Kraftverläufen deutlich (siehe Abbildung 8-20). Der Zeitpunkt des Kraftabfalls der Schneid- und Querkraft war bei allen drei Versuchsreihen nahezu identisch. Das bedeutet, dass der Bereich, in welchem die Werkzeugsteifigkeit verändert wurde, so klein ist, dass zwar minimale Auswirkungen auf die Prozesskräfte und Verlagerungen messbar sind, das Rissverhalten des Blechwerkstoffs davon jedoch annähernd unbeeinflusst ist. Auch die Ergebnisse der Schnittflächenausprägung in der maximal steifen Werkzeugkonfiguration (siehe Abbildung 8-19 (a)) ähneln sehr denen der Versuchsreihen D, E und F.

Im Unterschied hierzu ist bei der Versuchsreihe mit der geringsten Quersteifigkeit (Versuchsreihe G) ein größerer Glattschnittanteil messbar. Darüber hinaus wurde bei dieser Versuchsreihe, trotz gleicher Schneidkantengeometrie am Untermesser, eine deutlich größere

Grathöhe gemessen. Neben der größeren Schneidspaltaufweitung stellt die Rotation des Verlagerungselements um die y-Achse einen wesentlichen Unterschied der Versuchsreihe G im Vergleich zu den anderen Versuchsreihen dar. Während bei den Versuchsreihen D, E und F die Rotation des Obermessers den Schneidspalt tendenziell verkleinert, ist bei der Versuchsreihe G die Quersteifigkeit so gering, dass hier infolge der Querkraft eine den Schneidspalt vergrößernde Drehung des Obermessers stattfindet. Diese Schrägstellung des Obermessers führt zu einer deutlichen Erhöhung des Druckspannungszustands in der Scherzone. Folglich findet die Rissinitiierung zu einem späteren Zeitpunkt statt, was sich in einem größeren Glattschnittanteil und in einer größeren Grathöhe zeigt.

8.2.4 Oberflächenbeschaffenheit der Werkzeugaktivelemente

Wie im Stand der Kenntnisse dargelegt, beeinflusst die Rauigkeit der Werkzeugaktivelemente massiv den Scherschneidprozess (siehe Abschnitt 2.4.1). Daher wurde in einer weiteren, von den bisherigen Einzelhubversuchen unabhängigen, Versuchsreihe der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit der Werkzeugaktivelemente auf die Prozesskräfte, resultierenden Verlagerungen und Schnittflächenausprägung untersucht.

Hierzu wurde neben einem Obermesser mit einer geschliffenen Oberfläche (Versuchsreihe H-1) ein weiteres Obermesser nachträglich poliert (Versuchsreihe H-2). Das Untermesser wies in beiden Fällen immer eine geschliffene Oberflächenstruktur auf. Die arithmetischen Mittenrauwerte R_a der Werkzeugaktivelemente können Tabelle 7-2 entnommen werden.

Bei beiden Versuchsreihen wurden die folgenden Prozessparametereinstellungen gewählt:

- $c_{WKZ,z}$ 1.2379 | Ø32 mm | mit Abstützblech
- $c_{WKZ,x}$ 1.2379 | Ø32 mm | mit Abstützblech
- Schneidspalt 0,28 mm (7 % der Blechdicke)
- Schneidkantenradius an Ober- und Untermesser 50 µm

Prozesskräfte

Abbildung 8-26 zeigt die Schneid- und Querkraftverläufe der Versuchsreihen H-1 und H-2.

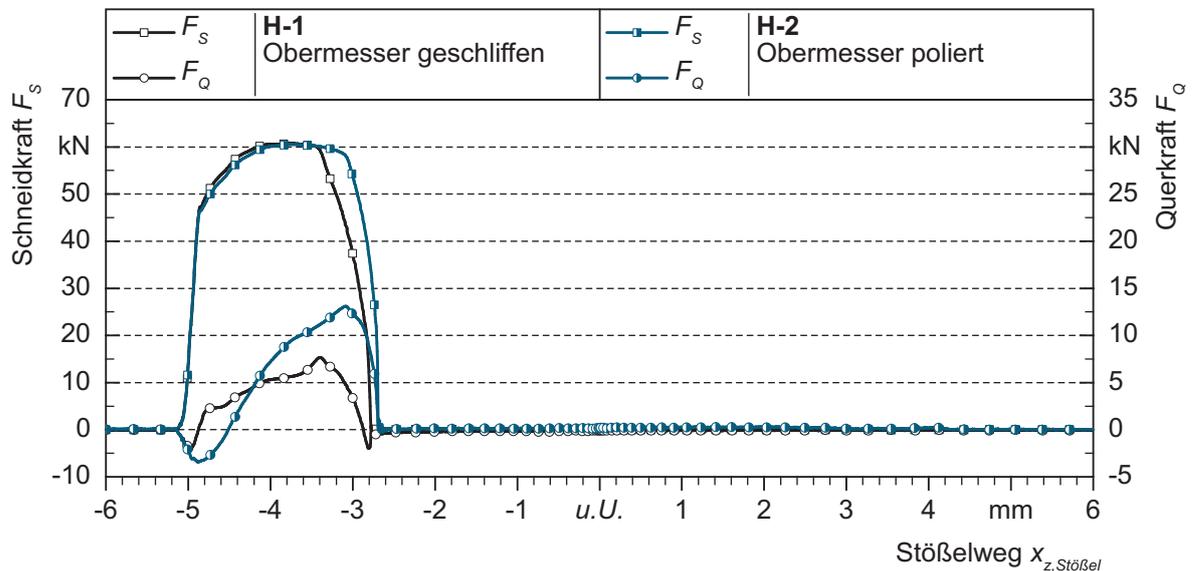


Abbildung 8-26: Versuchsreihen H-1 und H-2 – Verlauf der Schneid- und Querkraft über dem Stoßelweg
(Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,28 mm; $R_{SK,OM} 50 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 50 \mu\text{m}$; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)

Aus der vorherigen Abbildung wird deutlich, dass die Querkraft und deren Verlauf maßgeblich von der Oberflächenbeschaffenheit der Werkzeugaktivelemente beeinflusst werden. Im Schneidkraftverlauf hingegen sind die Unterschiede gering.

In Analogie zu den bisherigen Versuchsreihen ist die Schneid- und Querkraft bis zum Auftreffen des Obermessers auf das Blech 0. Anschließend steigt die Schneidkraft mit dem bereits mehrfach erwähnten progressiven Verlauf an. In der weiteren Folge des Scherschneidprozesses kann eine annähernd lineare Zunahme der Schneidkraft festgestellt werden. Die Querkraft wird in dieser Phase negativ. Hierbei treten zwischen den beiden Versuchsreihen deutliche Unterschiede zutage. Während beim geschliffenen Obermesser die gemessene Querkraft, wie bei den bisher dargestellten Versuchsreihen, mit Beginn der elastischen Deformation infolge des von der Schneidkraft induzierten schneidspaltabhängigen Biegemoments zunimmt, kann beim polierten Obermesser eine zusätzliche Abnahme der Querkraft festgestellt werden. Dies liegt am besseren Gleiten des Blechwerkstoffs an der Stirnfläche des Obermessers. Das wird durch zwei Effekte begünstigt. Einerseits führt die außermittige Kräfteinleitung der Schneidkraft in das Obermesser, wie bereits in Abbildung 8-2 (b) dargestellt, zunächst zu einem die Querkraftsensoren entlastenden Moment und damit zu einer Schrägstellung des Obermessers. Andererseits ist der Widerstand gegen das Gleiten des Blechwerkstoffs infolge der

herabgesetzten Rauigkeit des polierten Obermessers gering, so dass mit zunehmender Eintauchtiefe der Blechwerkstoff verstärkt in die Scherzone fließen kann. Die hierdurch entstehende Reibkraft wirkt der Querkraft entgegen und reduziert den Kraftmesswert.

Dass beim polierten Obermesser deutlich mehr Werkstoff in die Scherzone nachfließt, bestätigt auch der anschließende deutlich steilere Anstieg der Querkraft während der plastischen Deformation. Infolge des verbesserten Werkstoffflusses erhöhen sich der Druckspannungszustand in der Scherzone und folglich auch die messbaren Querkräfte. Während beim geschliffenen Obermesser die maximale Querkraft 7,6 kN beträgt, sind in der Versuchsreihe H-2 mit dem polierten Obermesser 13 kN messbar.

Das höhere Querkraftniveau führt jedoch auch zu einer größeren Schneidspaltaufweitung. Daher sind trotz der höheren Kaltverfestigung infolge des verbesserten Werkstoffflusses bei der Versuchsreihe mit dem polierten Obermesser kaum Unterschiede bei den maximalen Schneidkräften messbar. Bei der Versuchsreihe H-1 mit dem geschliffenen Obermesser liegt das Schneidkraftmaximum bei 60,5 kN, wohingegen bei der anderen Versuchsreihe 60,8 kN gemessen wurden.

Der sich infolge der verbesserten Werkstoffgleitung einstellende höhere Druckspannungszustand hat auch Auswirkungen auf die Rissinitiierung. Wie am späteren Kraftabfall zu erkennen ist, findet diese in der Versuchsreihe mit dem polierten Obermesser zu einem deutlich späteren Zeitpunkt statt. Nach der vollständigen Werkstofftrennung sind bei beiden Versuchsreihen aufgrund der Bauteilrückfederung in Kombination mit der hohen Werkzeugsteifigkeit nahezu keine Kräfte messbar.

Verlagerungen

Wie bereits die bisher dargestellten Versuchsreihen in der maximal steifen Werkzeugkonfiguration (siehe Abschnitte 8.1, 8.2.1 und 8.2.2) zeigten, sind sowohl die Maximalwerte als auch die Verläufe der Verlagerungen in z-Richtung bei dieser Werkzeugsteifigkeitskonfiguration infolge der geringen Unterschiede der Schneidkräfte sehr ähnlich. Daher beschränkt sich die Auswertung der Verlagerungen der Versuchsreihen H-1 und H-2 ausschließlich auf die Analyse der Schneidspaltveränderungen (x-Richtung). In Abbildung 8-27 sind die Verläufe der mittleren Schneidspaltveränderungen $x_{x,m}$ dieser beiden Versuchsreihen über dem Stößelweg dargestellt.

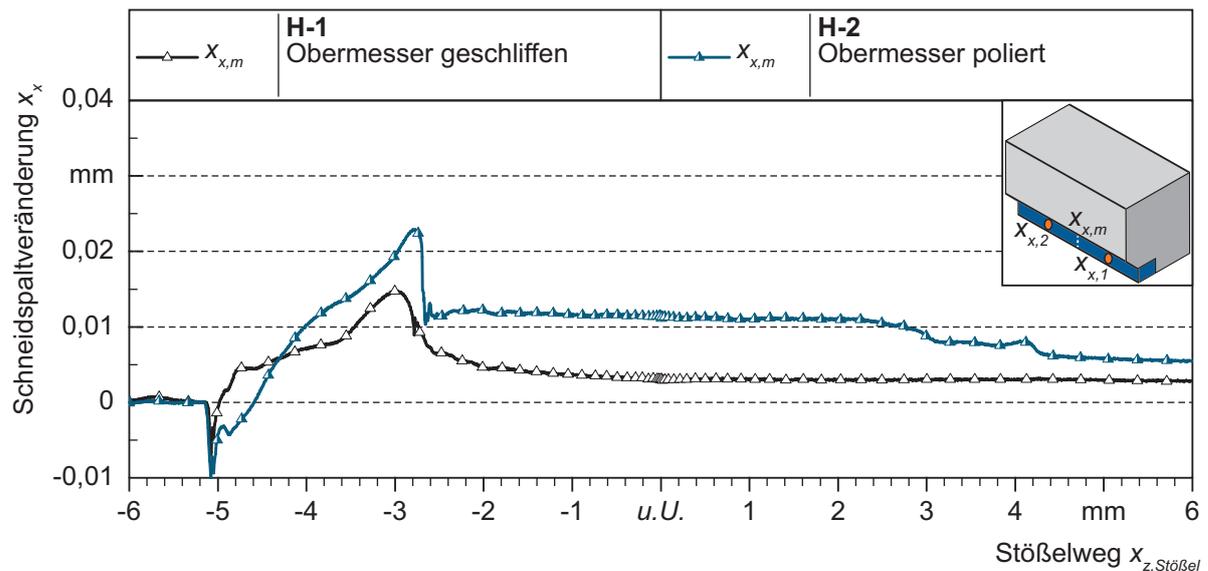


Abbildung 8-27: Versuchsreihen H-1 und H-2 – Verlauf der mittleren Schneidspaltveränderung über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,28 mm; $R_{SK,OM} 50 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 50 \mu\text{m}$; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)

Erwartungsgemäß weist der Schneidspaltveränderungsverlauf der Versuchsreihe H-1 mit einem geschliffenen Obermesser dieselben charakteristischen Merkmale wie bei der Referenzversuchsreihe A auf (siehe Abschnitt 8.1.2). Nach Aufsetzen des Obermessers auf dem Blechwerkstoff kann zunächst eine Schneidspaltverkleinerung um 0,005 mm gemessen werden. In der weiteren Folge des Scherschneidvorgangs ist aufgrund des Führungsspiels des Stempelhalteblocks ein sprunghafter Anstieg des Schneidspalts messbar. Dieser wird auch während der plastischen Deformation kontinuierlich größer. Wie bereits bei der Referenz festgestellt werden konnte tritt zum Zeitpunkt der maximalen Querkraft noch nicht die größte Schneidspaltaufweitung auf. Der Grund hierfür ist, wie bereits bei den bisher vorgestellten Versuchsreihen, in der Rotation des Verlagerungselements um die y-Achse zu suchen, welches mit dem Abfall der Kräfte in seine Ausgangsposition zurück rotiert (siehe Abschnitt 8.1.2). Kurz vor der vollständigen Werkstofftrennung beträgt bei dieser Versuchsreihe die maximale Schneidspaltaufweitung 0,015 mm. Anschließend fallen die Schneidspaltveränderungen aufgrund der elastischen Bauteilrückfederung auf 0,006 mm ab. Infolge des Führungsspiels des Stempelhalteblocks ist während der Eintauchphase eine weitere geringe Abnahme auf 0,004 mm feststellbar. Dieser Wert wird auch im anschließenden Rückhub gemessen.

Im Unterschied zur Versuchsreihe H-1 ist bei der Versuchsreihe mit dem polierten Obermesser die anfängliche Verkleinerung des Schneidspalts mit 0,01 mm größer. Die durch das Gleiten des Werkstoffs entstehende Reibkraft zeigt sich nicht nur im Querkraftverlauf, sondern auch in den messbaren Schneidspaltveränderungen. In der weiteren Folge des Scherschneidprozesses

bewirkt die deutlich steiler ansteigende Querkraft auch eine signifikante Aufweitung des Schneidspalts. Diese fällt in der Versuchsreihe mit dem polierten Obermesser aufgrund des höheren Querkraftniveaus mit 0,023 mm deutlich größer aus. Wie bereits beim geschliffenen Obermesser festgestellt werden konnte, tritt die größte Schneidspaltveränderung jedoch nicht zum Zeitpunkt der maximalen Querkraft sondern kurz vor der vollständigen Werkstofftrennung auf. Dies kann wiederum mit der Rotation des Verlagerungselements um die y-Achse begründet werden, welches infolge des Kraftabfalls bei Rissinitiierung in seine Ausgangsposition zurück rotiert.

Nach der vollständigen Werkstofftrennung führt die elastische Bauteilrückfederung zu einer sprunghaften Abnahme der Schneidspaltaufweitung. Während des Eintauchens und im Rückhub sind 0,011 mm messbar. Sobald die Obermesserschneidkante den Kanteneinzug des Bauteils erreicht hat, kann eine weitere Abnahme der Schneidspaltveränderungen auf 0,006 mm gemessen werden. Dies führt zu der Erkenntnis, dass trotz der elastischen Bauteilrückfederung das Obermesser während der Eintauchphase und im Rückhub am Bauteil anliegt.

Am Ende des Scherschneidprozesses ist bei beiden Versuchsreihen im Vergleich zum Beginn ein geringes Offset messbar. Verantwortlich hierfür sind das Führungsspiel des Stempelhalteblocks sowie die Reibungseffekte in den Kontaktflächen des Verlagerungselements.

Schnittflächenausprägung

In Abbildung 8-28 sind die arithmetischen Mittelwerte der Schnittflächenkenngrößen der Versuchsreihen H-1 und H-2 dargestellt. Ergänzend hierzu werden im Bildbereich (b) Mikroskopaufnahmen der jeweiligen Schnittflächen gezeigt.

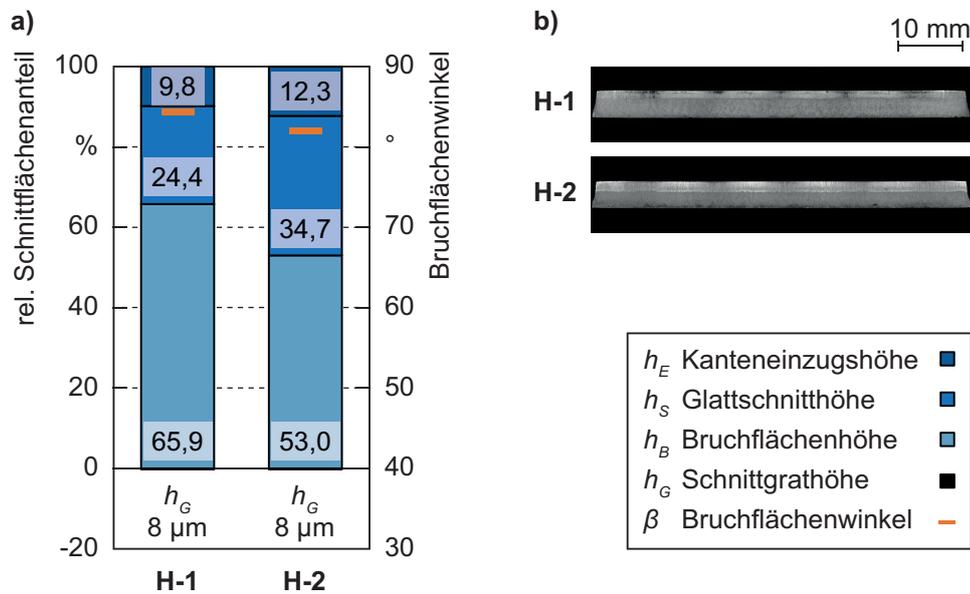


Abbildung 8-28: Versuchsreihen H-1 und H-2 – Schnittflächenausprägung: a) Prozentuale auf die Blechdicke bezogene Schnittflächenkenngrößen;

b) Mikroskopaufnahmen

(Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,28 mm; $R_{SK,OM} 50$ μm ;

$R_{SK,UM} 50$ μm ; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$,

$\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)

Wie bereits aus den Kraftverläufen ersichtlich war, tritt in der Versuchsreihe H-2 mit poliertem Obermesser die Rissinitiierung zu einem späteren Zeitpunkt auf. Dies zeigt sich auch in den Messwerten der Schnittflächenkenngrößen. Bei der Versuchsreihe mit dem polierten Obermesser kann im Vergleich zur Versuchsreihe mit dem geschliffenen Obermesser eine deutlich höhere Kanteneinzugs- und Glattschnitthöhe gemessen werden. Folglich ist die messbare Bruchflächenhöhe geringer als beim geschliffenen Obermesser. Die Grathöhe hingegen ist unabhängig von der Rauigkeit des Obermessers, da diese maßgeblich von der Schneidkanten-geometrie des Untermessers beeinflusst wird. Im Mittel konnte bei beiden Versuchsreihen eine äußerst geringe Grathöhe von 8 μm gemessen werden.

8.3 Beschreibung des elastischen Werkzeugverhaltens

Wie bereits Chodnikiewicz und Balendra (2000, S. 32) in ihrer Arbeit über die Steifigkeit von Pressen festgestellt haben, ist es bei komplexen, aus mehreren Bauteilen bestehenden Strukturen nicht immer zielführend bzw. möglich, das elastische Verhalten mathematisch zu beschreiben. So führt beispielsweise die Vielzahl an Fugestellen, deren Steifigkeitsverhalten nur bedingt bekannt ist (siehe Abschnitt 2.3), zu einem nichtlinearen Verhalten der komplexen Struktur. Darüber hinaus sind Reibungseffekte in den Fugestellen die Ursache für die typische Hysteresekurve bei Entlastung, welche ebenfalls nur sehr schwer zu beschreiben ist.

Eine Möglichkeit, dennoch eine Aussage über das elastische Verhalten einer komplexen Struktur zu treffen, ist die grafische Analyse mittels der Verlagerungskurve (siehe Abbildung 2-14). Hierbei werden die gemessenen Verlagerungen über der jeweiligen Belastung aufgetragen. Diese Vorgehensweise wurde auch im Rahmen dieser Arbeit angewandt, um das elastische Verhalten des verwendeten Scherschneidwerkzeugs zu charakterisieren.

Zur Beschreibung des elastischen Verhaltens des Werkzeugs in z-Richtung wurde zunächst in Analogie zur Schneidspaltveränderung (siehe Abbildung 8-8) die Mittelwertskurve der Verlagerungen in z-Richtung $x_{z,m}$ gebildet. In Abbildung 8-29 ist diese exemplarisch für die Versuchsreihe C als grüne Linie dargestellt.

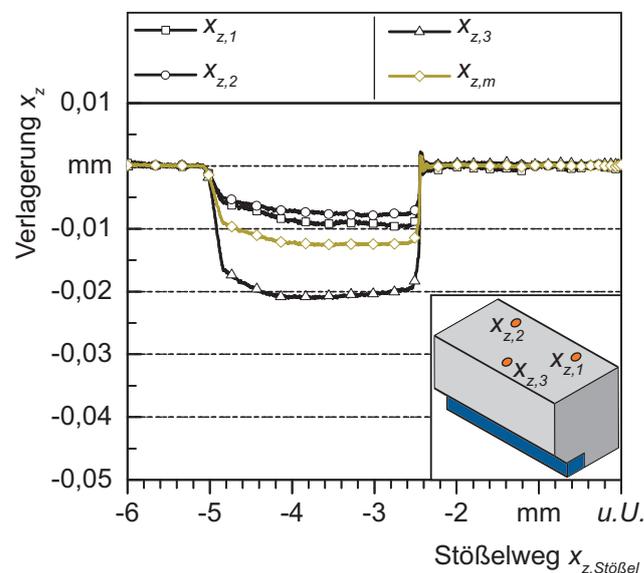


Abbildung 8-29: Versuchsreihe C – Bildung der Mittelwertskurve der Verlagerungen in z-Richtung zur Beschreibung des elastischen Werkzeugverhaltens (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM} 300 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)

Anschließend werden die mittleren Verlagerungen in z-Richtung $x_{z,m}$ bei der jeweiligen Werkzeugsteifigkeitskonfiguration über die gemessenen Schneidkräfte aufgetragen. Dadurch ergibt sich die Verlagerungskurve zur Beschreibung des elastischen Werkzeugverhaltens in z-Richtung. Zur Erstellung der Verlagerungskurve in x-Richtung wird eine analoge Vorgehensweise angewandt. In diesem Fall werden die mittleren Schneidspaltveränderungen $x_{x,m}$ (siehe Abbildung 8-8) über die gemessenen Querkkräfte aufgetragen. Die jeweilige Werkzeugsteifigkeit in z- und x-Richtung lässt sich anschließend über den Kehrwert der Steigung dieser beiden Verlagerungskurven berechnen.

Da der Fokus dieser Arbeit insbesondere auf den infolge der Querkraft auftretenden Schneidspaltveränderungen und somit auf der Quersteifigkeit des Werkzeugs liegt, wird im Folgenden das elastische Werkzeugverhalten exemplarisch für die Versuchsreihen mit der größt- und kleinstmöglichen Werkzeugquersteifigkeit (Versuchsreihen C und G) analysiert. Hierbei handelt es sich auch um die im Rahmen der Dauerhubuntersuchungen verwendeten Werkzeugsteifigkeitskonfigurationen.

Elastisches Werkzeugverhalten in z-Richtung

Abbildung 8-30 zeigt die sich aus den Messwerten ergebenden Verlagerungskurven in z-Richtung der Versuchsreihen C und G.

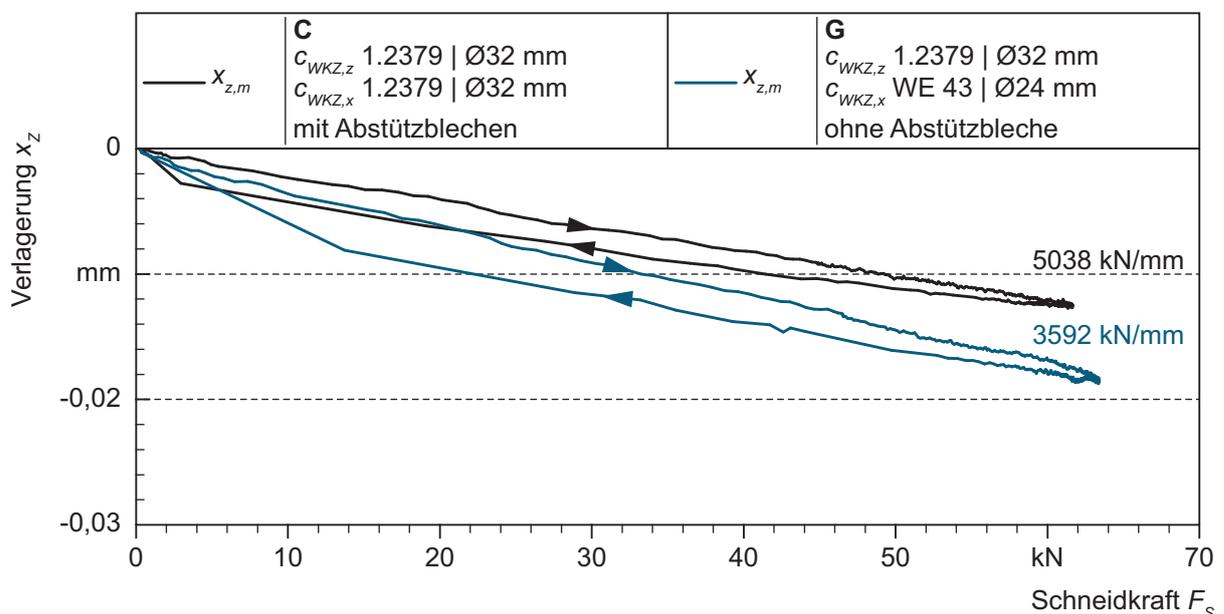


Abbildung 8-30: Versuchsreihen C und G – Verlagerungskurve zur Beschreibung des elastischen Werkzeugverhaltens in z-Richtung
(Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 300 μ m;
 $R_{SK,UM}$ 30 μ m)

Bei beiden Versuchsreihen kann während der Belastung trotz der vielen Fügstellen ein annähernd lineares Werkzeugverhalten in z-Richtung festgestellt werden. Erwartungsgemäß ist hierbei die Steigung bei Versuchsreihe C mit der maximal steifen Werkzeugkonfiguration geringer als bei Versuchsreihe G. Bei der letztgenannten Versuchsreihe wurden zwar in z-Richtung die gleichen Federelemente aus Stahl verwendet, jedoch ohne das steifigkeits-erhöhende Abstützblech. Eine Auswertung der Werkzeugsteifigkeiten in z-Richtung (Kehrwert der jeweiligen Steigung) während der Belastungsphase ergab für die maximal steife Werkzeugkonfiguration 5038 kN/mm, wohingegen bei der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration der Versuchsreihe G 3592 kN/mm ermittelt wurden. Darüber hinaus sind in Abbildung 8-30 deutlich die Reibungseffekte in den Kontaktflächen sichtbar. Bei beiden Versuchsreihen können während der Belastung betragsmäßig kleinere Verlagerungen gemessen werden als während der Entlastung. Nach der vollständigen Entlastung erreicht die mittlere Verlagerung in z-Richtung bei beiden Versuchsreihen wieder den Wert 0.

Elastisches Werkzeugverhalten in x-Richtung

Analog zur Abbildung 8-30 werden in Abbildung 8-31 die Verlagerungskurven in x-Richtung der Versuchsreihen mit der größt- (Versuchsreihe C) und kleinstmöglichen (Versuchsreihe G) Werkzeugquersteifigkeit dargestellt. Darüber hinaus sind die im Folgenden diskutierten charakteristischen Kurvenabschnitte durch orange Linien gekennzeichnet.

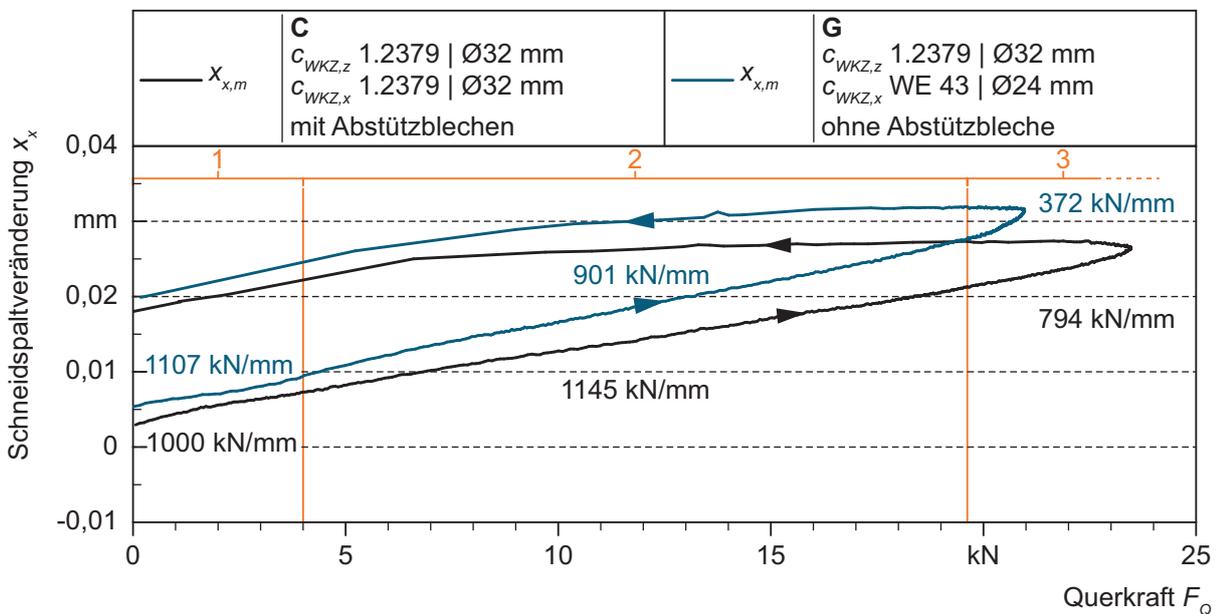


Abbildung 8-31: Versuchsreihen C und G – Verlagerungskurve zur Beschreibung des elastischen Werkzeugverhaltens in x-Richtung
(Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM} 300 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$)

Auffällig bei den in vorheriger Abbildung dargestellten Verlagerungskurven ist, dass diese nicht bei dem Wert 0 beginnen. Hierbei wird von der sogenannten Anfangsverlagerung gesprochen (siehe Abbildung 2-14). Die Ursache für diesen von 0 abweichenden Beginn ist das Führungsspiel des Stempelhalteblocks in der Führungsplatte. Weiterhin kann im Unterschied zum elastischen Werkzeugverhalten in z-Richtung während der Belastung ein nichtlineares Verhalten in x-Richtung festgestellt werden. Grund hierfür sind die unter anderem in Abschnitt 8.2.3 diskutierten komplexen Wirkzusammenhänge zwischen der Verkippung des Verlagerungselements und den Schneidspaltveränderungen.

Während der ersten Phase der Belastung bis 4 kN Querkraft steigt die Schneidkraft steil auf ein sehr hohes Niveau an (siehe Abbildung 8-16 und Abbildung 8-22). Aufgrund der außermittigen Krafterleitung in das Obermesser entsteht, wie bereits mehrfach erwähnt, ein immer größer werdendes Moment, welches einerseits die Querkraftsensoren entlastet (siehe Abbildung 8-2 (b)) und andererseits in der weiteren Folge auch zu einer Rotation des Verlagerungselements um die y-Achse führt. Die Drehrichtung ist hierbei so gerichtet, dass der Schneidspalt kleiner wird. Diese Entlastung der Querkraftsensoren und die Rotation um die y-Achse werden in dieser Phase jedoch maßgeblich von der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration in z-Richtung und nicht von der Quersteifigkeit beeinflusst, da die Querkraft und damit das Gegenmoment sehr klein sind. Dies spiegelt sich auch in der Verlagerungskurve in x-Richtung wider. Zu Beginn kann bei Versuchsreihe G infolge der Rotation um die y-Achse sogar eine geringere Steigung als bei der maximal steifen Werkzeugkonfiguration festgestellt werden. Folglich ist in diesem Abschnitt die ermittelte Quersteifigkeit größer. Sie liegt bei 1107 kN/mm wohingegen bei der maximal steifen Werkzeugkonfiguration 1000 kN/mm berechnet wurden.

In der weiteren Folge des Scherschneidprozesses nehmen die Querkräfte signifikant zu, während die Schneidkräfte bis zum Erreichen des Maximalwerts deutlich geringer ansteigen (siehe Abbildung 8-16 und Abbildung 8-22). Deshalb ändert sich das von den Schneidkräften erzeugte Moment kaum, während das von den Querkräften induzierte Gegenmoment merklich zunimmt. Das bedeutet jedoch auch, dass in dieser Phase die Quersteifigkeit des Werkzeugs die Veränderungen im Schneidspalt beeinflusst. Daher steigt im zweiten Abschnitt die Verlagerungskurve der Versuchsreihe G steiler an. Eine Auswertung der Quersteifigkeit im Bereich von 4 – 19,5 kN ergab 901 kN/mm, während in der maximal steifen Werkzeugkonfiguration 1145 kN/mm berechnet wurden.

Im dritten Abschnitt der Verlagerungskurve (Querkraftniveau über 19,5 kN) sind diese Steigungsunterschiede noch viel stärker ausgeprägt. Das liegt daran, dass, wie bereits in den vorherigen Abschnitten gezeigt, das Querkraftmaximum kurz vor der Rissinitiierung auftritt. Zu diesem Zeitpunkt nehmen aber die Schneidkraft und damit das von ihr verursachte Moment

ab. Das aus der Querkraft resultierende Gegenmoment erreicht hingegen seinen größten Wert. Folglich werden die messbaren Schneidspaltveränderungen in diesem Abschnitt der Verlagerungskurve massiv von der Quersteifigkeitskonfiguration beeinflusst. Die Auswertung der Quersteifigkeit im Querkraftbereich ab 19,5 kN ergab bei Versuchsreihe G mit 372 kN/mm weniger als die Hälfte der Quersteifigkeit von Versuchsreihe C. Diese lag bei 794 kN/mm.

Bei der Verlagerungskurve in x-Richtung sind auch die Reibungseffekte deutlich sichtbar. Es ergibt sich ebenfalls eine typische Hysteresekurve. Im Unterschied zur Verlagerungskurve in z-Richtung weichen die Anfangs- und Endwerte in x-Richtung voneinander ab. Maßgebliche Ursache hierfür sind die Reibungseffekte in den Kontaktflächen, insbesondere in den Gleitebenen zur Lasttrennung (siehe Abbildung 6-4).

8.4 Einfluss der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration auf Aktivelementverschleiß, Prozesskräfte, Schneidspaltveränderungen und Schnittflächenausprägung

In abschließenden Dauerhubversuchen wurde der Einfluss der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration auf den Aktivelementverschleiß untersucht. Zudem wurde die Entwicklung der Prozesskräfte und resultierenden Schneidspaltveränderungen sowie der Schnittflächenausprägung in Abhängigkeit der Anzahl geschnittener Bauteile ausgewertet. Als Blechwerkstoff kam der bainitische Stahl SZBS800 ($s = 2,0$ mm) zum Einsatz. Dieser Werkstoff wurde jeweils in der Werkzeugkonfiguration mit der größtmöglichen (Dauerhubversuchsreihe 1) und kleinstmöglichen Quersteifigkeit (Dauerhubversuchsreihe 2) geschnitten. Da der Fokus der Dauerhubuntersuchungen auf die Quersteifigkeit gelegt wurde, wies das Werkzeug in z-Richtung immer die maximal mögliche Steifigkeit auf (siehe Tabelle 7-3). Das elastische Verhalten dieser beiden Werkzeugsteifigkeitskonfigurationen ist in Abschnitt 8.3 beschrieben. Alle Werkzeugaktivelemente wurden aus dem Kaltarbeitsstahl X153CrMoV12 (1.2379) mit einer Härte von 58+1 HRC hergestellt. Des Weiteren wurden bei allen Dauerhubversuchsreihen nachfolgende Prozessparametereinstellungen gewählt:

- Schneidspalt 0,16 mm (8 % der Blechdicke)
- Schneidkantenradius an Ober- und Untermesser 50 μm
- Eintauchtiefe 1 mm

Aktivelementverschleiß

Wie in Abschnitt 7.2.2 erwähnt, wurden die Werkzeugaktivelemente zu jedem Auswertintervall an insgesamt neun Messstellen taktil vermessen. Exemplarisch sind in Abbildung 8-32 die neun abgetasteten Schneidkantenkonturen des Obermessers der Versuchsreihe 1 nach 55.000 Hübten dargestellt. Diese Abbildung zeigt, dass über die gesamte Breite am Werkzeugaktivelement identische Verschleißerscheinungen zu beobachten sind. Alle neun Konturen sind nahezu deckungsgleich. Auch in der vergrößerten Darstellung rechts sind kaum Unterschiede zu erkennen. Aus diesem Grund wird für den Vergleich des Aktivelementverschleißes bei unterschiedlicher Anzahl an geschnittenen Teilen im weiteren Verlauf dieser Arbeit ausschließlich die Messstelle 5, welche sich in der Mitte des Werkzeugaktivelements befindet (siehe Abbildung 7-2), herangezogen.

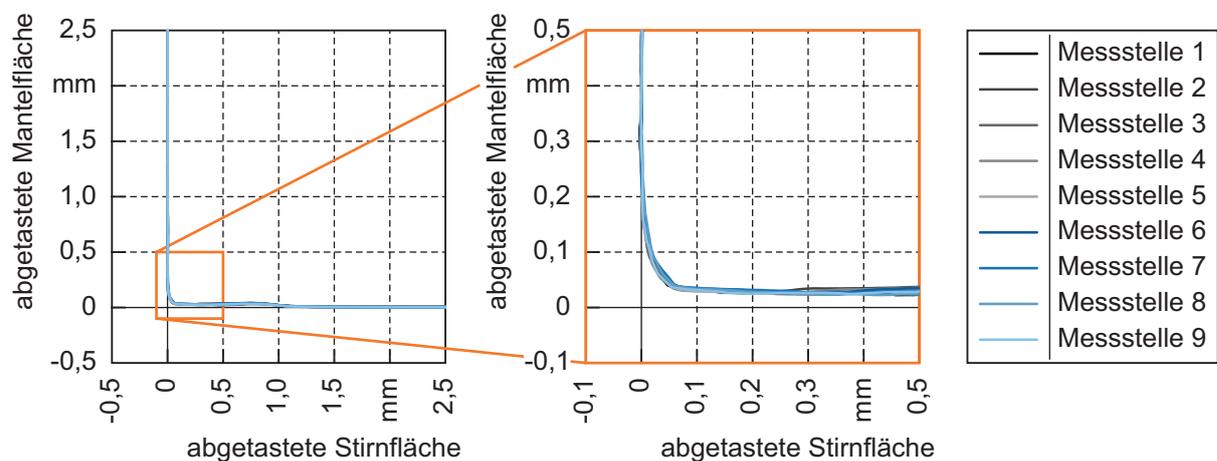


Abbildung 8-32: Dauerhubversuchsreihe 1 – Abgetastete Schneidkantenkontur des Obermessers nach 55.000 Hübten
(Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm)

In Abbildung 8-33 sind die Schneidkantenkonturen des Obermessers der beiden Dauerhubversuchsreihen bis 100.000 Hübte dargestellt. Es können im Verschleißverhalten des Obermessers trotz der unterschiedlichen Werkzeugsteifigkeitskonfigurationen nahezu keine Unterschiede festgestellt werden. An beiden Obermessern ist neben einer Vergrößerung der Schneidkantenverrundung primär abrasiver Stirnflächenverschleiß erkennbar. Verantwortlich für diese Verschleißform ist im Wesentlichen der unter der Stirnfläche stattfindende Werkstofffluss in die Scherzone (siehe Abbildung 8-3 (b)).

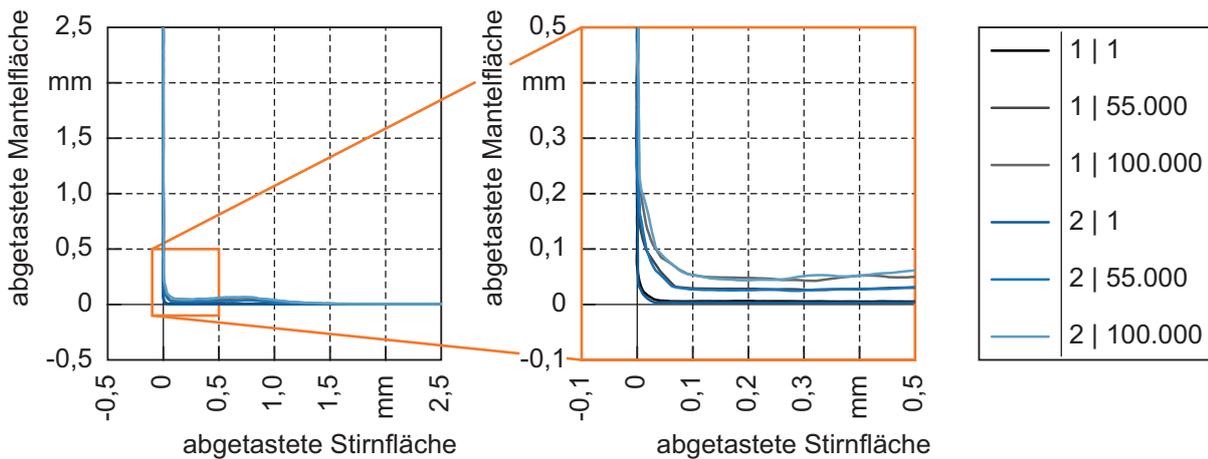


Abbildung 8-33: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Abgetastete Schneidkantenkontur des Obermessers bis 100.000 Hübe (Messstelle 5)
(Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm)

In Analogie zur Abbildung 8-33 sind in Abbildung 8-34 die Schneidkantenkonturen des jeweiligen Untermessers der beiden Dauerhubversuchsreihen bis 100.000 Hübe dargestellt. Auch hier kann eine nahezu vollständige Deckungsgleichheit zwischen den Konturen der beiden Versuchsreihen festgestellt werden. Am Untermesser ist ebenfalls eine Zunahme der Schneidkantenverrundung messbar. Darüber hinaus tritt hier infolge der Relativbewegung zwischen dem Blechwerkstoff und dem Werkzeugaktivelement sowohl an der Stirnfläche als auch an der Mantelfläche abrasiver Verschleiß auf. Dies beeinflusst den Scherschneidprozess. Durch den abrasiven Mantelflächenverschleiß vergrößert sich beispielsweise der Schneidspalt, während der Stirnflächenverschleiß die Blechlage ändert. Dadurch wird unter anderem das Bauteil geringfügig vorgebogen, was zu einem veränderten Spannungszustand in der Scherzone führt.

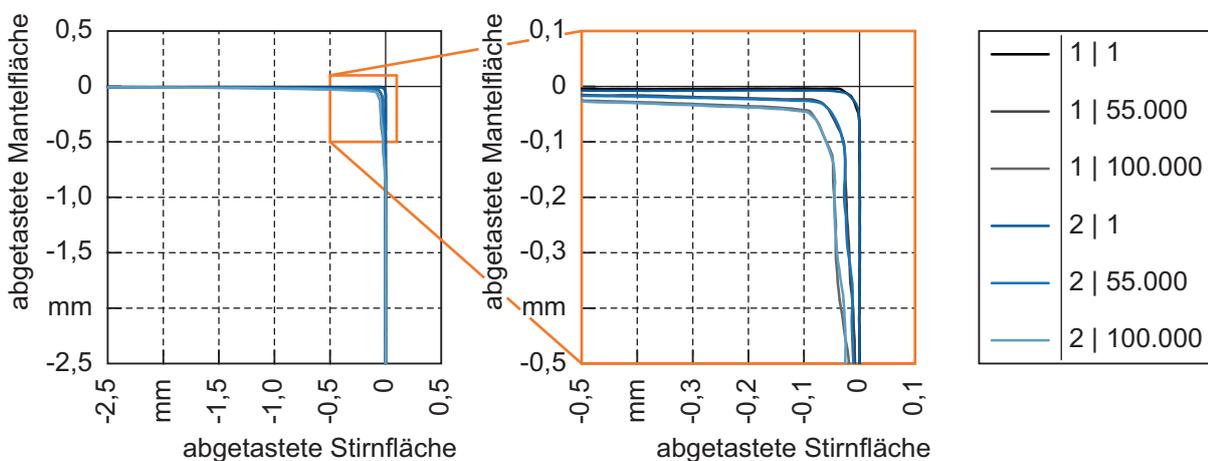


Abbildung 8-34: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Abgetastete Schneidkantenkontur des Untermessers bis 100.000 Hübe (Messstelle 5)
(Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm)

Erwartungsgemäß nimmt der abrasive Verschleiß an den Werkzeugaktivelementen mit zunehmender Teileanzahl weiter zu. In Abbildung 8-35 sind die abgetasteten Schneidkantenkonturen des Obermessers nach 150.000 bzw. 300.000 geschnittenen Teilen dargestellt.

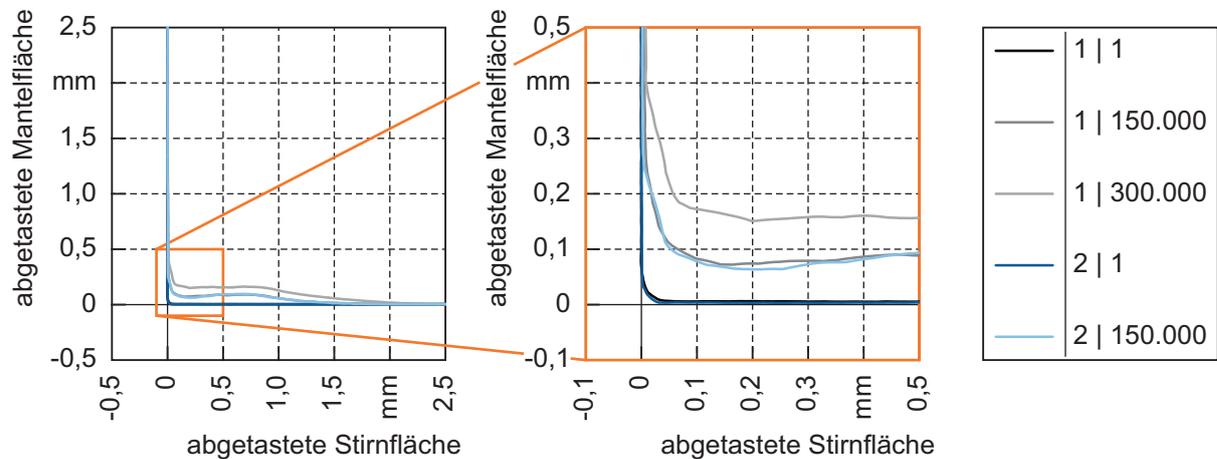


Abbildung 8-35: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Abgetastete Schneidkantenkontur des Obermessers bis 300.000 Hübe (Messstelle 5)
(Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm)

Sowohl der bereits bis 100.000 Hübe festgestellte abrasive Stirnflächenverschleiß als auch die Schneidkantenverrundung nehmen stetig zu. Bemerkenswert hierbei ist jedoch, dass trotz der unterschiedlichen Werkzeugsteifigkeitskonfiguration bei den beiden Dauerhubversuchsreihen auch nach 150.000 Hüben keinerlei Unterschiede in der Schneidkantengeometrie feststellbar sind. Selbst in der vergrößerten Darstellung sind die Konturen nahezu deckungsgleich.

Ein Vergleich der Schneidkantenkonturen des Obermessers nach 300.000 geschnittenen Bauteilen ist nicht möglich. Die Versuchsreihe mit der kleinstmöglichen Werkzeugquersteifigkeit (Dauerhubversuchsreihe 2) musste nach 155.000 Hüben abgebrochen werden. Die Ursache hierfür waren entartete Schnittflächen mit starken Verschmierungen und einer großen Grathöhe, welcher sich teilweise ablöste. Dadurch war kein stabiler Prozess mehr möglich. Es bestand die Gefahr, dass durch die abgelösten Gratpartikel das Werkzeug beschädigt wird. Abbildung 8-36 zeigt eine Mikroskopaufnahme der Schnittfläche nach 155.000 Hüben. Es sind deutlich die Verschmierungen und die Bereiche mit abgelöstem Grat zu erkennen.

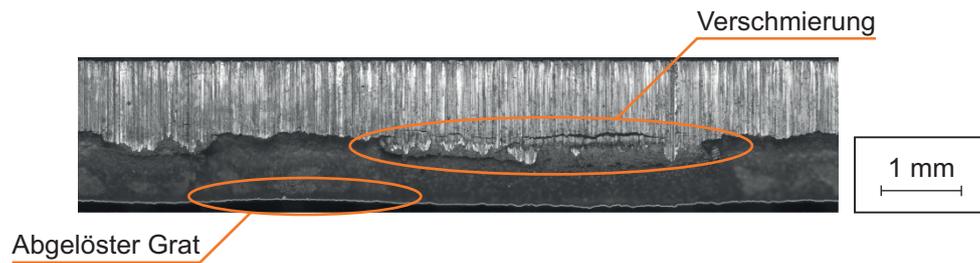


Abbildung 8-36: Mikroskopaufnahme der Schnittfläche nach 155.000 Hieben bei Dauerhubversuchsreihe 2

Wie beim Obermesser können auch am Untermesser nach 150.000 geschnittenen Bauteilen keine Unterschiede bei den Schneidkantenkonturen der beiden Dauerhubversuchsreihen gemessen werden (Abbildung 8-37). Ursächlich hierfür sind die einstellbaren Werkzeugsteifigkeitskonfigurationen. Zwar kann, wie in Abschnitt 8.3 beschrieben, durch den Einsatz der Magnesiumfedern die Quersteifigkeit herabgesetzt werden, jedoch ist diese im Verhältnis zum vorherrschenden Querkraftniveau noch sehr hoch. Demzufolge sind die Unterschiede bei den elastischen Schneidspaltveränderungen sehr gering. Wie im Abschnitt zu den Prozesskräften und Schneidspaltveränderungen noch detailliert dargestellt wird, liegen diese im Bereich von wenigen hundertstel Millimetern. Demzufolge können auch im Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente kaum Unterschiede festgestellt werden.

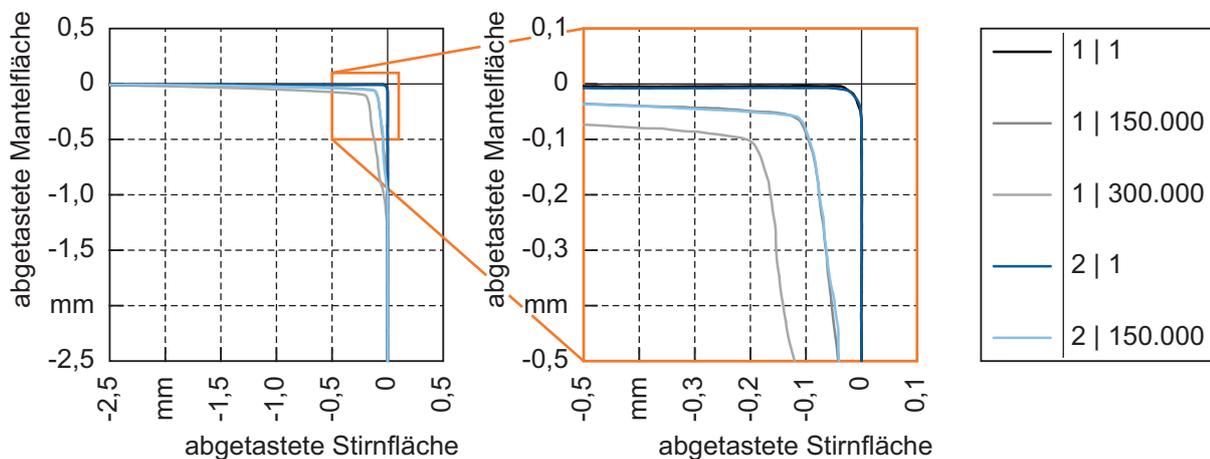


Abbildung 8-37: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Abgetastete Schneidkantenkontur des Untermessers bis 300.000 Hiebe (Messstelle 5) (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm)

Weiterhin bemerkenswert ist, dass sich infolge des abrasiven Mantelflächenverschleißes am Untermesser nach 300.000 geschnittenen Bauteilen der Schneidspalt um annähernd 0,2 mm vergrößert. Dies entspricht mehr als einer Verdopplung des ursprünglich eingestellten Schneidspalts von 0,16 mm. Auch der Stirnflächenverschleiß nimmt stetig zu, so dass sich zudem die Blechlage mit zunehmender Anzahl an geschnittenen Teilen ändert. Beides

beeinflusst den Scherschneidprozess, wie in den folgenden Abschnitten dieser Arbeit noch dargestellt wird.

Ergänzend zu den taktilen Messungen wurden Mikroskopaufnahmen von den Werkzeugaktivelementen angefertigt. Exemplarisch sind in Abbildung 8-38 die Aufnahmen nach 150.000 geschnittenen Teilen dargestellt. Diese Bilder zeigen jeweils den in Bandlaufrichtung rechten Randbereich der Werkzeugaktivelemente. Wie bereits bei den taktilen Messungen deutlich wurde, sind auch optisch kaum Unterschiede zwischen den Versuchsreihen feststellbar. Darüber hinaus treten bei beiden Versuchsreihen keine Ausbrüche an den Schneidkanten auf. Der verstärkte Verschleiß am rechten Rand der Werkzeugaktivelemente ist auf die Aufhärtung des Spaltbandrandes zurückzuführen. Dieser Bereich wurde nicht ausgewertet.

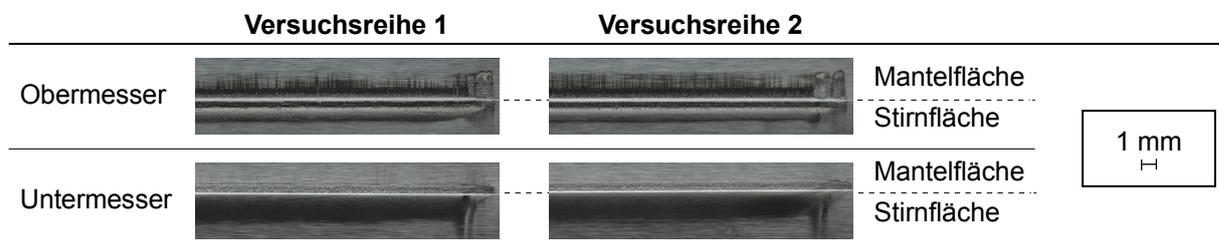


Abbildung 8-38: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Mikroskopaufnahmen der Werkzeugaktivelemente nach 150.000 Hieben
(Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm)

Prozesskräfte

Abbildung 8-39 stellt die Schneid- und Querkraftverläufe zu Beginn der jeweiligen Versuchsreihe dar.

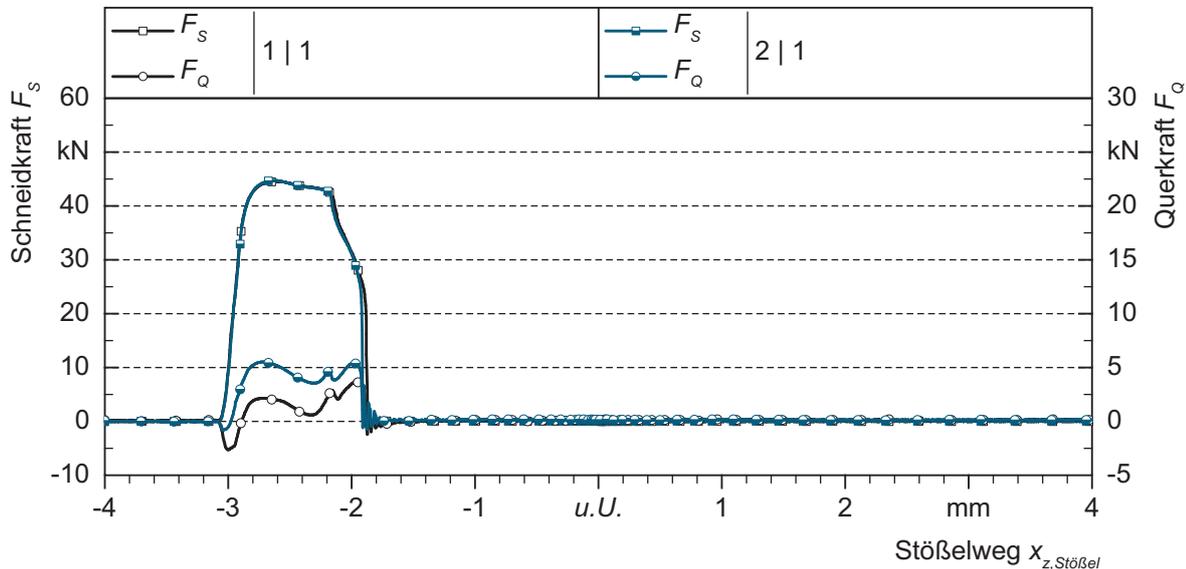


Abbildung 8-39: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Verlauf der Prozesskräfte bei Hub 1 (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm; $R_{SK,OM} 50 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 50 \mu\text{m}$)

Die Abbildung zeigt, dass bei scharfkantigen Werkzeugaktivelementen im Schneidkraftverlauf nahezu keine Unterschiede zwischen den beiden Versuchsreihen messbar sind. Auch die Querkraftverläufe sind qualitativ ähnlich. Die Querkräfte liegen insgesamt auf einem niedrigen Niveau, wobei dieses bei der Versuchsreihe 2 geringfügig höher ist. Ferner können in Analogie zu den Einzelhubversuchen mit scharfkantigen Werkzeugaktivelementen (siehe Abschnitt 8.1.1) die charakteristischen Abschnitte in den Verläufen der Prozesskräfte festgestellt werden.

So ist bis zum Auftreffen des Obermessers auf den Blechwerkstoff 3,08 mm vor *u.U.* sowohl die Schneid- als auch die Querkraft 0. Anschließend steigt die Schneidkraft infolge des nach unten Biegens des Abschnitts mit dem charakteristischen progressiven Verlauf an. Gleichzeitig wird die Querkraft negativ, da aufgrund der außermittigen Schneidkrafteinleitung in das Obermesser im Versuchsaufbau ein die Querkraftsensoren entlastendes Moment entsteht.

Auffällig hierbei ist, dass das Querkraftminimum bei Dauerhubversuchsreihe 1 mit der maximal möglichen Werkzeugquersteifigkeit betragsmäßig größer ist, als bei Dauerhubversuchsreihe 2. Die Ursache hierfür ist in der geringeren Quersteifigkeit zu suchen. Wie bereits in den Abschnitten 2.1.4 und 8.1.1 erörtert, induziert die Schneidkraft infolge des schneidspalt-abhängigen Hebelarms im Blech ein Biegemoment, welches wiederum zu einer Querkraft-

komponente führt. Das daraus resultierende Moment ist dem die Querkraftsensoren entlastenden Moment entgegen gerichtet. Da bei beiden Versuchsreihen das Schneidkraftniveau sowie der Schneidspalt und somit auch das Gegenmoment identisch sind, ist infolge der geringeren Quersteifigkeit bei Dauerhubversuchsreihe 2 die Rotation des Obermessers um die y-Achse größer. Die Drehrichtung ist hierbei so gerichtet, dass sich der Schneidspalt aufweitet (siehe Abbildung 8-23 Versuchsreihe G). Diese Schrägstellung des Obermessers erhöht den Druckspannungszustand und demzufolge kann bei Dauerhubversuchsreihe 2 ein frühzeitigerer Anstieg der Querkraft auf ein höheres Niveau gemessen werden.

In der weiteren Folge des Scherschneidvorgangs steigen die messbaren Schneidkräfte bei beiden Versuchsreihen weiter an. Während der plastischen Deformation erreichen diese ihren Maximalwert von 45 kN. Der in dieser Phase stattfindende Werkstofffluss in die Scherzone verursacht ferner eine an der Stirnfläche des Obermessers angreifende, der Querkraft entgegen gerichtete Reibkraft. Diese ist hier aufgrund der spezifischen Reibverhältnisse zwischen der Blechoberfläche und dem Werkzeugaktivelement so groß, dass im Unterschied zu den Einzelhubversuchen bei beiden Versuchsreihen sogar eine Abnahme der Querkraft messbar ist. Wie zuvor erörtert, steigt die Querkraft bei Versuchsreihe 2 auf ein höheres Niveau an, so dass dieser charakteristische Kurvenverlauf ebenfalls bei einem höheren Kraftniveau zu beobachten ist.

Mit der Bildung erster Anrisse an der Blechoberseite fällt die Reibkomponente weg. Da das von der Schneidkraft induzierte, schneidspaltabhängige Biegemoment nach wie vor wirkt, ist ein sprunghafter Anstieg in den Querkraftverläufen zu erkennen. In der weiteren Folge des Scherschneidprozesses wachsen die Risse stetig, bis schließlich die vollständige Werkstofftrennung erfolgt. Im Schneidkraftverlauf kann ein steiler Abfall beobachtet werden. Auch das von der Schneidkraft induzierte, schneidspaltabhängige Biegemoment nimmt ab. Dies zeigt sich zudem in den Querkraftverläufen, welche zum Zeitpunkt des steilen Schneidkraftabfalls ebenfalls sinken.

Mit fortschreitender Eintauchtiefe des Obermessers in das Blech nehmen die Schneidkräfte weiterhin ab. Obwohl dadurch einerseits das von der Schneidkraft induzierte Moment abnimmt und andererseits auch das Volumen in der Scherzone stetig größer wird, ist in den Querkraftverläufen ein erneuter Anstieg festzustellen. Die Ursache hierfür ist, wie bereits bei den Einzelhubversuchen erörtert, der bis zur vollständigen Werkstofftrennung an der Blechunterseite stattfindende Werkstofffluss in die Scherzone, welcher den Druckspannungszustand erhöht. Kurz vor der vollständigen Werkstofftrennung tritt das jeweilige Querkraftmaximum auf. Bei Versuchsreihe 2 liegt dieses bei 5,5 kN, was 12 % der maximalen Schneidkraft entspricht. In der maximal steifen Werkzeugkonfiguration können hingegen mit 3,7 kN nur 8 % der maximalen Schneidkraft gemessen werden.

Nach der vollständigen Werkstofftrennung sind sowohl die messbaren Schneid- als auch Querkräfte bei beiden Versuchsreihen 0. Hauptursache hierfür ist die elastische Bauteilrückfederung in Kombination mit den geringen Schneidspaltveränderungen aufgrund des niedrigen Querkraftniveaus. Folglich tritt bei beiden Versuchsreihen während der Eintauchphase und im Rückhub nahezu keine Reibung zwischen dem Blechwerkstoff und dem Obermesser auf, was sich in den messbaren Prozesskräften widerspiegelt.

Resultierende Schneidspaltveränderungen

Die resultierenden elastischen Schneidspaltveränderungen zu Beginn der beiden Dauerhubversuchsreihen zeigt Abbildung 8-40.

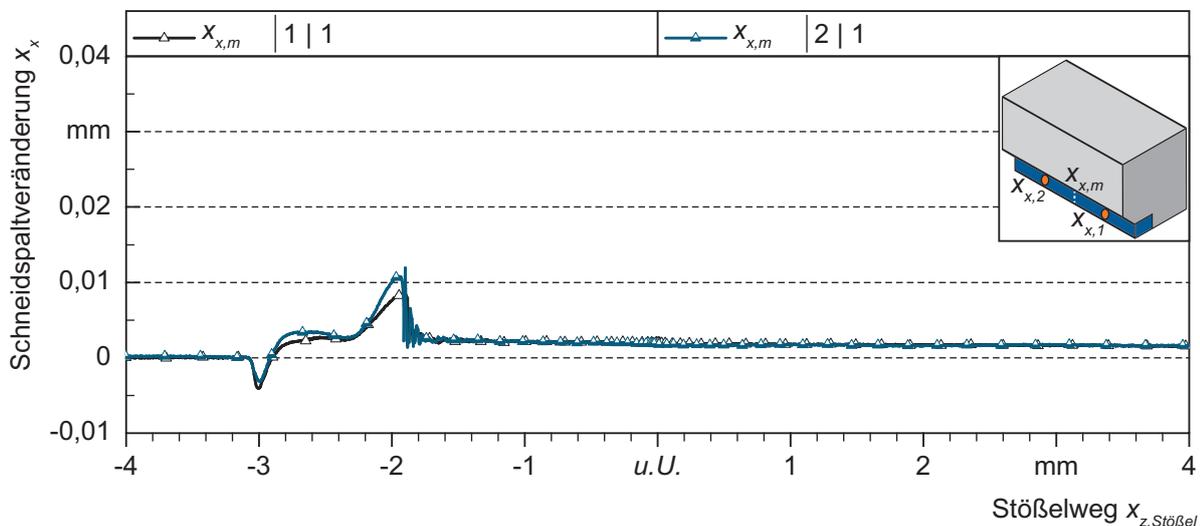


Abbildung 8-40: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Verlauf der Schneidspaltveränderungen bei Hub 1
(Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm; $R_{SK,OM} 50$ μm ;
 $R_{SK,UM} 50$ μm)

Obwohl bei Dauerhubversuchsreihe 2 das Querkraftniveau höher und die Quersteifigkeit geringer ist als bei Dauerhubversuchsreihe 1, sind die messbaren Unterschiede in den Schneidspaltveränderungen sehr gering, wie die vorherige Abbildung zeigt. Dies liegt am insgesamt niedrigen Querkraftniveau in Kombination mit der im Verhältnis dazu bei beiden Versuchsreihen hohen Quersteifigkeit.

Auch die in Abbildung 8-40 dargestellten Verläufe der Schneidspaltveränderungen weisen die charakteristischen Abschnitte der Einzelhubversuche auf. So wird auch hier zu Beginn des Schneidvorgangs infolge der außermittigen Schneidkrafteinleitung in das Obermesser eine Verkleinerung des Schneidspalts gemessen. In der weiteren Folge des Scherschneidvorgangs vergrößert sich der Schneidspalt. Kurz vor der vollständigen Werkstofftrennung tritt die größte Schneidspaltaufweitung auf. Bei der Dauerhubversuchsreihe 2 können hier 0,011 mm

gemessen werden. Aufgrund des geringeren Querkraftniveaus in Kombination mit der höheren Quersteifigkeit sind bei der maximal steifen Werkzeugkonfiguration (1) hingegen nur 0,008 mm messbar. Nach der vollständigen Werkstofftrennung ist infolge der elastischen Bauteilrückfederung bei beiden Dauerhubversuchsreihen ein sprunghafter Abfall der Schneidspaltaufweitung auf 0,002 mm feststellbar. Dieser Wert bleibt während der Eintauchphase und im Rückhub unverändert. Die Ursache für das geringe Offset am Ende des Scherschneidprozesses liegt in Analogie zu den Einzelhubversuchen im Führungsspiel des Stempelhalteblocks sowie in Reibungseffekten zwischen den Kontaktflächen begründet.

Entwicklung der Prozesskräfte mit zunehmender Teileanzahl

Im Folgenden wird die Entwicklung der Prozesskräfte in Abhängigkeit der Anzahl geschnittener Bauteile untersucht. Exemplarisch sind in Abbildung 8-41 die Verläufe der Prozesskräfte der Dauerhubversuchsreihe 1 bis 100.000 Hübe dargestellt.

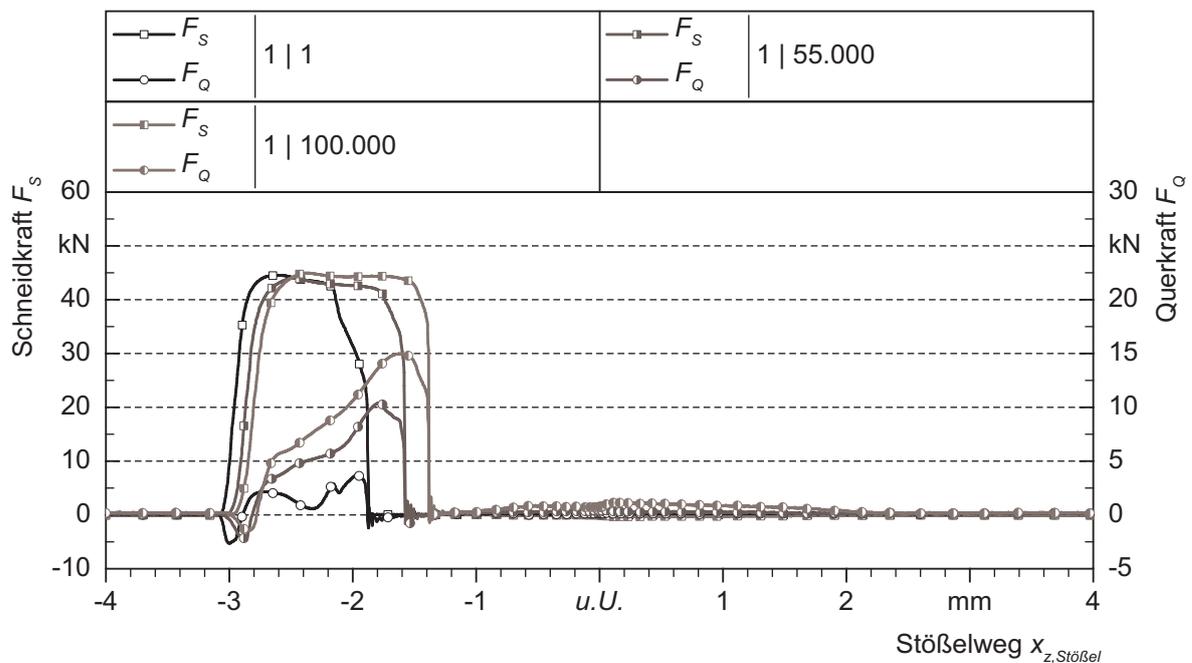


Abbildung 8-41: Dauerhubversuchsreihe 1 – Entwicklung der Prozesskräfte bis 100.000 Hübe
(Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm)

In vorheriger Abbildung ist besonders auffällig, dass mit zunehmender Anzahl an geschnittenen Teilen das Obermesser infolge des Aktivelementverschleißes an den Stirnflächen zu einem späteren Zeitpunkt auf das Blech auftrifft. Folglich sind beispielsweise die Anstiege der Schneidkraftverläufe in dieser Darstellung nicht deckungsgleich. Um dennoch einen Vergleich zwischen den Verläufen der Prozesskräfte zu ermöglichen bzw. zu erleichtern, wurden die Prozesskraftverläufe auf der x-Achse verschoben, so dass der Schneidvorgang immer bei einem Stößelweg von 0 beginnt. Der verschobene Stößelweg wird mit $x_{z,Stößel,off}$ bezeichnet.

Abbildung 8-42 links zeigt die Prozesskraftverläufe der Versuchsreihe 1 über dem verschobenen Stößelweg. Zum Abgleich sind im rechten Teil dieser Abbildung die Prozesskraftverläufe der Versuchsreihe 2 mit reduzierter Werkzeugquersteifigkeit bis 100.000 Hübe dargestellt.

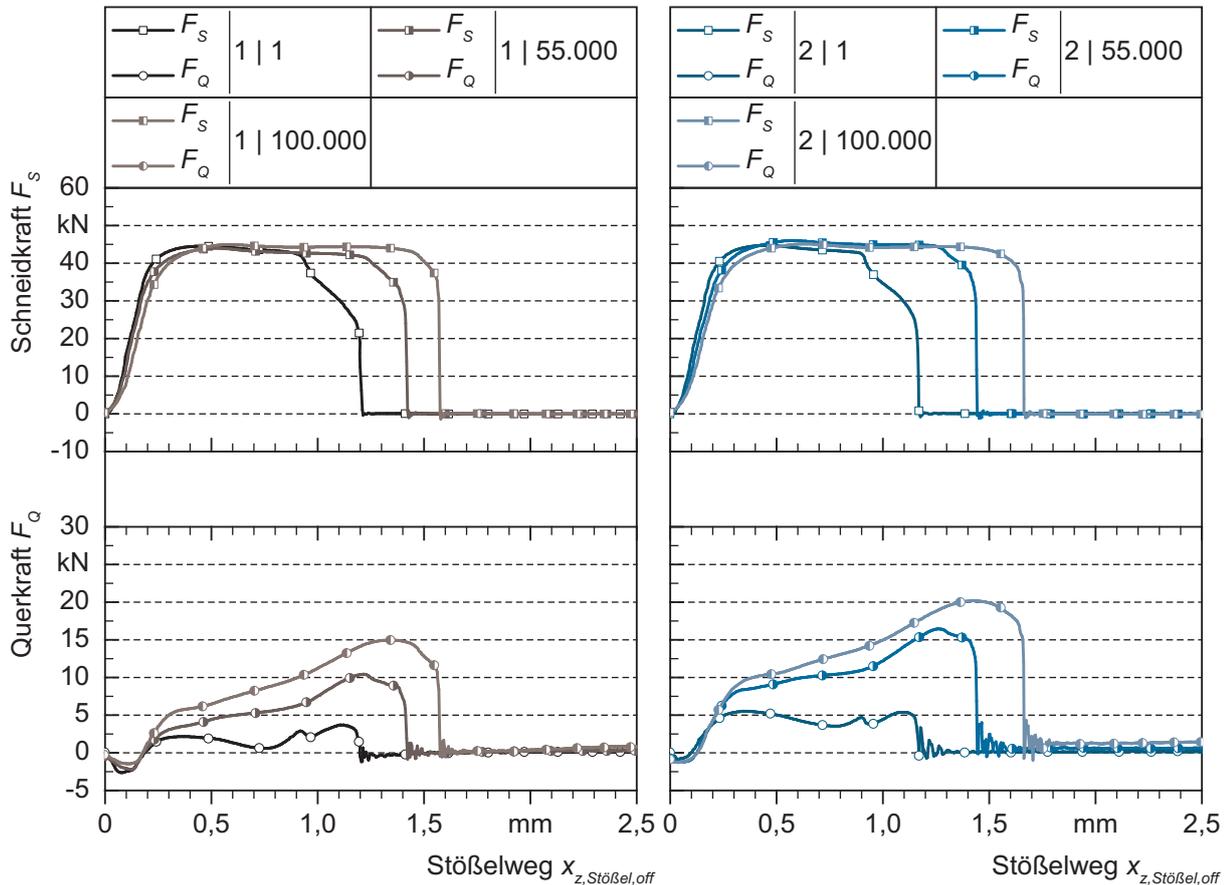


Abbildung 8-42: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Entwicklung der Prozesskräfte bis 100.000 Hübe über dem verschobenen Stößelweg (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm)

Wie bereits bei der Einzelhubversuchsreihe C festgestellt werden konnte, nimmt unabhängig von der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration der Schneidweg bis zum Riss mit zunehmendem Verschleiß zu. Dies liegt unter anderem an der Druckspannungserhöhung in der Scherzone aufgrund der größer werdenden Schneidkantenverrundung und die damit verbundene spätere Rissinitiierung. Andererseits ändern sich durch den abrasiven Verschleiß der Werkzeugaktivelemente der Schneidspalt und geringfügig auch der Blechlagewinkel. Dies wiederum führt zu einer stärkeren Biegung des Abschnitts, wodurch die überlagerten Biegespannungen größer werden. Insbesondere die Biegedruckspannungen an der Blechunterseite wirken der Rissinitiierung entgegen und führen zu einer späteren vollständigen Werkstofftrennung.

Das höhere Druckspannungsniveau in der Scherzone sowie der mit zunehmendem abrasiven Verschleiß größer werdende Schneidspalt beeinflussen auch die maximalen Querkräfte. Infolge

des größer werdenden Schneidspalts wird beispielsweise der Hebelarm des von der Schneidkraft im Blech induzierten Moments größer (siehe Abbildung 2-8) und somit auch die wirkende Querkraft. Die Erhöhung des Druckspannungsniveaus führt ebenfalls zu einer Zunahme der Querkraft, so dass in Summe mit zunehmender Teileanzahl ein signifikanter Anstieg der maximalen Querkräfte zu beobachten ist. Bei Versuchsreihe 1 können nach 55.000 Hübten 10,5 kN gemessen werden. Nach 100.000 geschnittenen Bauteilen sind sogar 15 kN messbar und damit das Vierfache der Querkraft zu Beginn der Verschleißuntersuchung. Auch bei den Verschleißuntersuchungen in der Werkzeugkonfiguration mit der kleinstmöglichen Quersteifigkeit (Dauerhubversuchsreihe 2) ist eine signifikante Querkrafterhöhung feststellbar. Hier können nach 55.000 geschnittenen Bauteilen 16,5 kN gemessen werden. Nach 100.000 Hübten beträgt die maximale Querkraft 20,2 kN und damit ebenfalls annähernd das Vierfache der maximalen Querkraft, die zu Beginn der Dauerhubversuche messbar war.

Während bei den maximalen Querkräften signifikante Unterschiede mit zunehmender Teileanzahl festgestellt werden konnten, sind die messbaren Unterschiede bei den maximalen Schneidkräften gering. Ursächlich hierfür ist das Zusammenspiel mehrerer überlagerter Effekte. So führt einerseits der verbesserte Werkstofffluss in die Scherzone aufgrund des höheren Druckspannungszustands zu einer höheren Kaltverfestigung und damit zu einer größeren Schneidkraft. Andererseits nehmen die Querkräfte mit zunehmender Teileanzahl signifikant zu, wodurch auch die elastische Schneidspaltaufweitung kontinuierlich steigt. Der Schneidspalt vergrößert sich wesentlich durch den abrasiven Verschleiß der Werkzeugaktiv-elemente, insbesondere an den Mantelflächen. Diese Vergrößerung wiederum führt zu einer Reduzierung der maximalen Schneidkraft, wie bereits bei den Einzelhubversuchen nachgewiesen werden konnte.

In Abhängigkeit der Anzahl geschnittener Teile können auch Unterschiede in der Steigung des Schneidkraftanstiegs während der elastischen Deformation festgestellt werden. Mit fortschreitendem Werkzeugverschleiß biegt sich der Abschnitt immer stärker nach unten, was sich in der Schneidkraft-Stößelweg-Kurve bemerkbar macht. Der Schneidkraftanstieg wird mit zunehmender Anzahl an geschnittenen Bauteilen immer flacher. Deutlich wird dies vor allem im weiteren Verlauf der Dauerhubuntersuchungen, wie Abbildung 8-43 zeigt. Hier sind die Verläufe der Prozesskräfte bei 150.000 und 300.000 Hübe dargestellt.

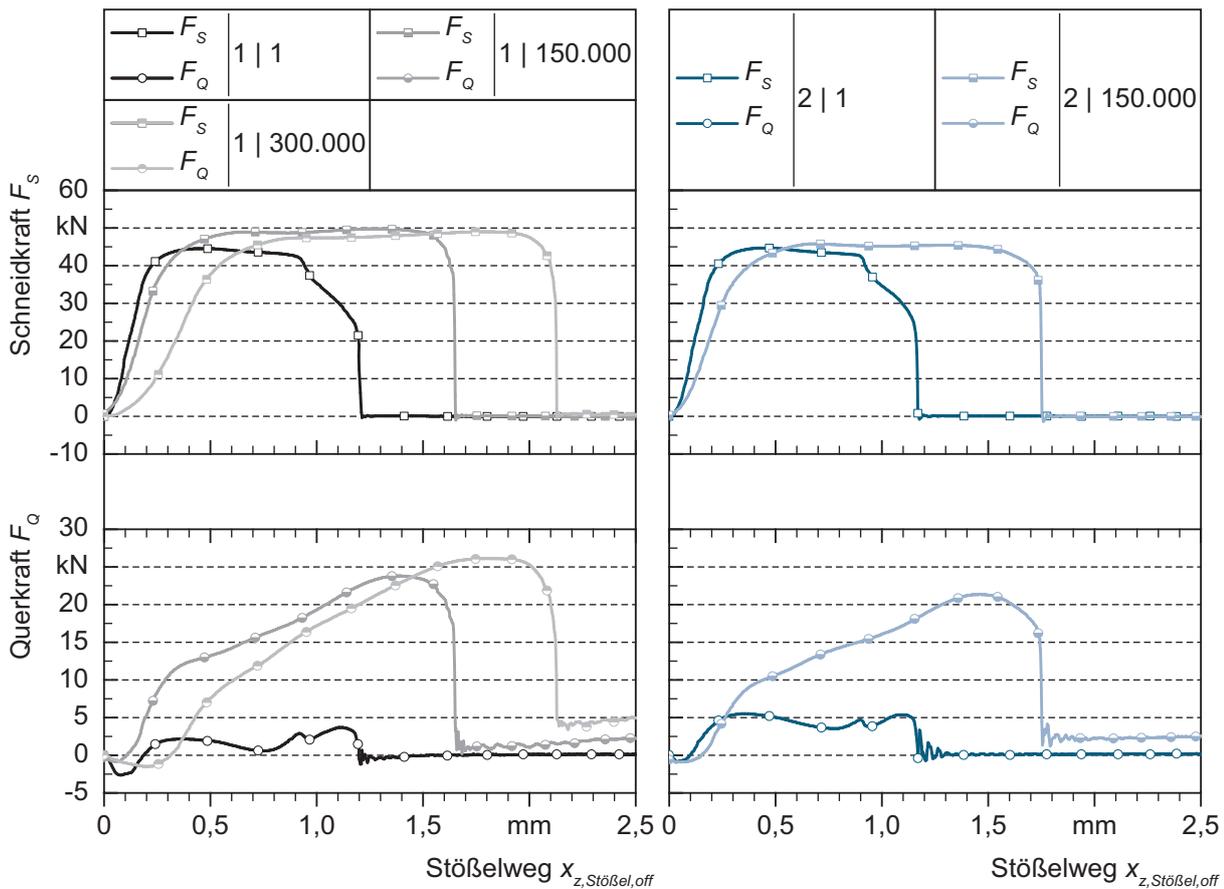


Abbildung 8-43: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Entwicklung der Prozesskräfte bis 300.000 Hübe über dem verschobenen Stößelweg (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm)

Nach 150.000 geschnittenen Bauteilen kann bei beiden Versuchsreihen eine weitere Zunahme der maximalen Querkraft festgestellt werden. So sind bei Dauerhubversuchsreihe 1 24 kN messbar. Auch bei der Versuchsreihe mit der kleinstmöglichen Werkzeugquersteifigkeit (Dauerhubversuchsreihe 2) nimmt die Querkraft zu. Sie beträgt im Maximum 21,5 kN. Damit liegt die gemessene maximale Querkraft nach 150.000 Hüben bei Versuchsreihe 2 jedoch unter dem Querkraftniveau von Dauerhubversuchsreihe 1. Dies liegt an der elastischen Aufweitung des Schneidspalts insbesondere kurz vor der vollständigen Werkstofftrennung, da zu diesem Zeitpunkt die maximalen Querkräfte auftreten. Die elastische Schneidspaltaufweitung ist, wie später noch detailliert gezeigt wird (Abbildung 8-44), bei Versuchsreihe 2 nach 150.000 Hüben größer. Infolge einer Schneidspaltaufweitung vergrößert sich zwar einerseits der Hebelarm des von der Schneidkraft im Blech induzierten, schneidspaltabhängigen Moments, was zu einer Erhöhung der Querkraft führt. Andererseits reduzieren sich dadurch aber auch der Druckspannungszustand in der Scherzone und damit auch die messbaren Querkräfte. Hier dominiert der Effekt der Druckspannungsreduzierung, so dass in Summe eine geringere maximale Quer-

kraft messbar ist. Dies konnte auch im Rahmen der in Abschnitt 8.2.3 vorgestellten Einzelhubversuche festgestellt werden (siehe Abbildung 8-20).

Weiterhin sind bei beiden Versuchsreihen auch während der Eintauchphase Querkräfte im Bereich von 2 kN messbar. In dieser Phase liegt das Obermesser trotz der elastischen Bauteilrückfederung an der Schnittfläche an, was verstärkt abrasiven Werkzeugverschleiß begünstigt.

Die größere elastische Schneidspaltaufweitung bei der Dauerhubversuchsreihe 2 beeinflusst zudem den Schneidkraftverlauf. So kann trotz der größer werdenden Werkstoffverfestigung mit zunehmender Teileanzahl nahezu keine Veränderung der maximalen Schneidkraft festgestellt werden. Bei der Versuchsreihe mit der größtmöglichen Werkzeugquersteifigkeit hingegen ist nach 150.000 geschnittenen Teilen eine Erhöhung der maximalen Schneidkraft auf 50 kN messbar. Nach 300.000 Hübten nimmt die maximale Schneidkraft wieder ab. Sie beträgt 49 kN. Die Ursache für diese Abnahme liegt wiederum in der Schneidspaltveränderung. Einerseits vergrößert sich stetig der Schneidspalt infolge des abrasiven Werkzeugverschleißes. Andererseits steigt auch das Querkraftniveau weiter an, wodurch sich der Schneidspalt stärker aufweitet. Nach 300.000 geschnittenen Bauteilen beträgt die maximale Querkraft 26 kN. Somit steigt die maximale Querkraft infolge des Aktivelementverschleißes auf über 50 % der maximalen Schneidkraft an.

Neben dem Maximalwert der Querkraft wird auch das Querkraftniveau während der Eintauchphase mit zunehmender Anzahl an geschnittenen Bauteilen größer. Nach 300.000 Hübten sind bereits 5 kN messbar. Dies bedeutet, dass die Flächenpressung zwischen dem Bauteil und dem Werkzeugaktivelement zunimmt, so dass infolge der Relativbewegung verstärkt abrasiver Verschleiß auftritt.

Entwicklung der resultierenden Schneidspaltveränderungen mit zunehmender Teileanzahl

Wie zuvor erwähnt, tritt infolge der Querkraft eine elastische Schneidspaltaufweitung auf. Da mit zunehmender Teileanzahl das Querkraftniveau ansteigt, werden auch die Schneidspaltaufweitungen größer. Abbildung 8-44 zeigt die gemessenen mittleren Schneidspaltveränderungen der beiden Versuchsreihen zu Beginn der Untersuchungen sowie nach 150.000 und 300.000 Hüben.

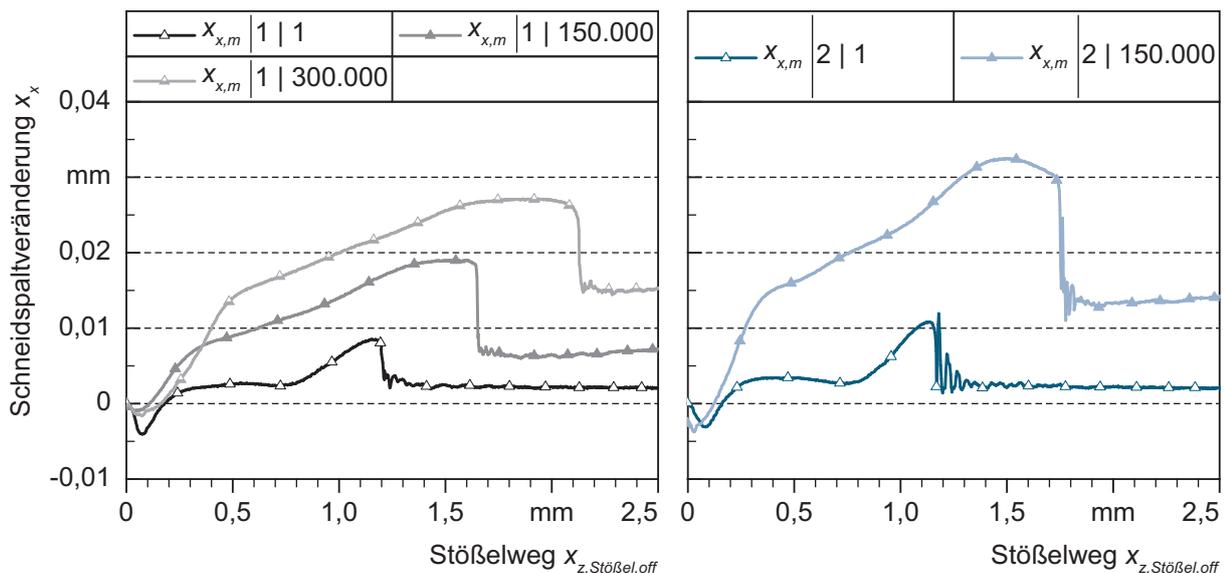


Abbildung 8-44: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Entwicklung der mittleren Schneidspaltveränderungen bis 300.000 Hübe über dem verschobenen Stößelweg (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm)

Erwartungsgemäß sind die messbaren maximalen Schneidspaltaufweitungen bei Dauerhubversuchsreihe 1 mit der maximal möglichen Werkzeugquersteifigkeit trotz des höheren Querkraftniveaus nach 150.000 geschnittenen Teilen geringer als bei Versuchsreihe 2. So kann bei Versuchsreihe 1 eine maximale Schneidspaltaufweitung von 0,019 mm gemessen werden. Nach 300.000 Hüben beträgt diese 0,027 mm. Bei der Versuchsreihe mit der reduzierten Quersteifigkeit ist hingegen bereits nach 150.000 geschnittenen Bauteilen eine maximale Schneidspaltaufweitung von 0,033 mm messbar. Dies bedeutet, dass sich hier der Schneidspalt infolge der reduzierten Werkzeugquersteifigkeit während des Prozesses bereits um mehr als 20 % elastisch aufweitet.

Schnittflächenausprägung

Abbildung 8-45 zeigt die auf die Blechdicke normierten arithmetischen Mittelwerte der Schnittflächenkenngrößen der beiden Dauerhubversuchsreihen. Der Bruchflächenwinkel sowie die Grathöhe werden in dieser Darstellung als Absolutwerte angegeben.

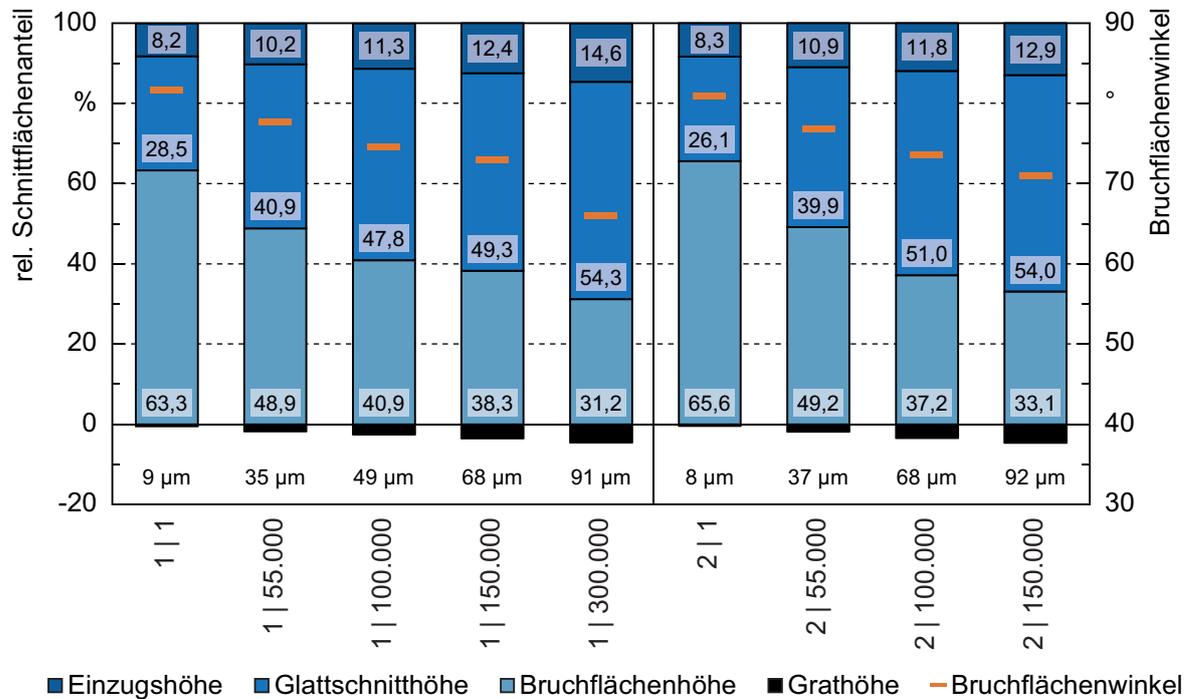


Abbildung 8-45: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Entwicklung der Schnittflächenkenngrößen bis 300.000 Hübe (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm)

Die vorherige Abbildung macht deutlich, dass mit scharfkantigen Werkzeugaktivelementen die Schnittflächen zu Beginn der Dauerhubversuche nicht voneinander zu unterscheiden sind. Bis auf geringste Unterschiede sind nahezu identische Schnittflächenkenngrößen messbar. Mit zunehmender Teileanzahl nehmen bei beiden Dauerhubversuchsreihen die Kanteneinzugshöhe, die Glattschnitthöhe sowie die Grathöhe zu. Der Bruchflächenanteil wird geringer. Da der Bruchflächenwinkel direkt vom Verhältnis Einzugs- und Glattschnitthöhe zu Schneidspalt beeinflusst wird, nimmt dieser demzufolge ab. Auch nach 55.000 geschnittenen Bauteilen sind die gemessenen Schnittflächenkenngrößen beider Dauerhubversuchsreihen nahezu identisch.

Nach 100.000 Hüben ist eine weitere Zunahme der Kanteneinzugs-, Glattschnitt- und Grathöhe messbar. Bemerkenswert hierbei ist, dass trotz des identischen Verschleißverhaltens der Werkzeugaktivelemente bei Versuchsreihe 2 mit der reduzierten Werkzeugquersteifigkeit die Zunahme der genannten Schnittflächenkenngrößen deutlich stärker ausgeprägt ist. Exemplarisch sei hier die Grathöhe genannt. Diese erreicht nach 100.000 geschnittenen Bauteilen bei der Dauerhubversuchsreihe 2 im Mittel 68 µm und ist damit im Vergleich zur Dauerhubversuchs-

reihe 1 um 38 % größer. Nach 150.000 Hübten beträgt die mittlere Grathöhe bereits 92 μm , während bei der Versuchsreihe mit der maximalen Werkzeugquersteifigkeit 68 μm messbar sind. In der maximal steifen Werkzeugkonfiguration wird erstmals nach 300.000 geschnittenen Bauteilen mit 91 μm das Niveau von Dauerhubversuchsreihe 2 nach 150.000 Hübten erreicht.

Die Ursache für diese deutlichen Unterschiede sind die in Abschnitt 8.2.3 diskutierten Verkippen und Verlagerungen des Obermessers. Wie bereits bei der Einzelhubversuchsreihe G mit der kleinstmöglichen Werkzeugquersteifigkeit festgestellt werden konnte, tritt infolge der Querkraft und der reduzierten Quersteifigkeit eine den Schneidspalt vergrößernde Rotation um die y-Achse auf. Die daraus resultierende Schrägstellung des Obermessers führt zu einer Erhöhung des Druckspannungszustands in der Scherzone. Da die Querkräfte mit zunehmender Anzahl an geschnittenen Bauteilen signifikant ansteigen, nehmen insbesondere bei Dauerhubversuchsreihe 2 mit der reduzierten Werkzeugquersteifigkeit auch die Rotation um die y-Achse und damit das Druckspannungsniveau zu. Demzufolge findet die Rissinitiation im Vergleich zur Dauerhubversuchsreihe 1 zu einem späteren Zeitpunkt statt. Dies äußert sich in einem höheren Glattschnittanteil sowie einer größeren Grathöhe.

Die Ergebnisse der taktilen Schnittflächenvermessung werden zudem durch Mikrohärtemessungen bestätigt. In Abbildung 8-46 ist die auf die Grundhärte von 220 HV 0,1 bezogene Mikrohärte im Schnittflächenbereich der beiden Dauerhubversuchsreihen zu Beginn der jeweiligen Reihe dargestellt. Es können auch hier kaum Unterschiede festgestellt werden. Nach 150.000 geschnittenen Bauteilen hingegen ist infolge des erhöhten Druckspannungszustands in der Scherzone und dem damit verbundenen verbesserten Werkstofffluss bei Dauerhubversuchsreihe 2 eine deutlich größere Aufhärtung in tiefere Bereiche hinter der Schnittkante messbar (Abbildung 8-47). Im Maximum beträgt diese das bis zu 1,7fache der Grundhärte.

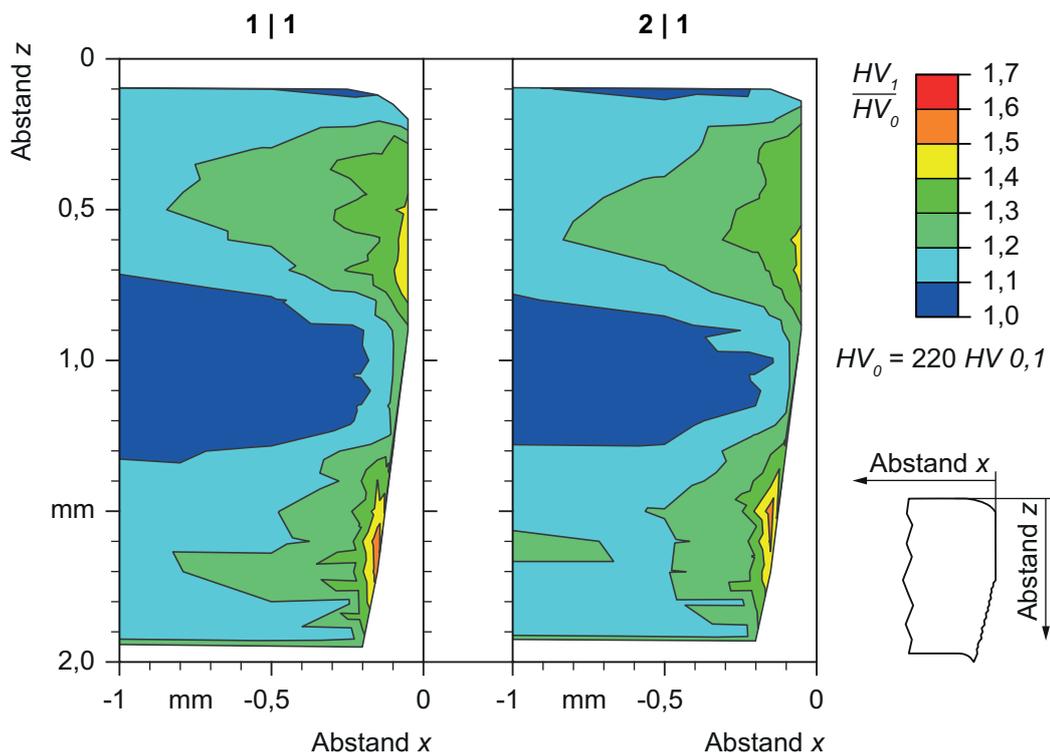


Abbildung 8-46: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Mikrohärtigkeit zu Beginn der Dauerhubversuche (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0 \text{ mm}$; SSP 0,16 mm)

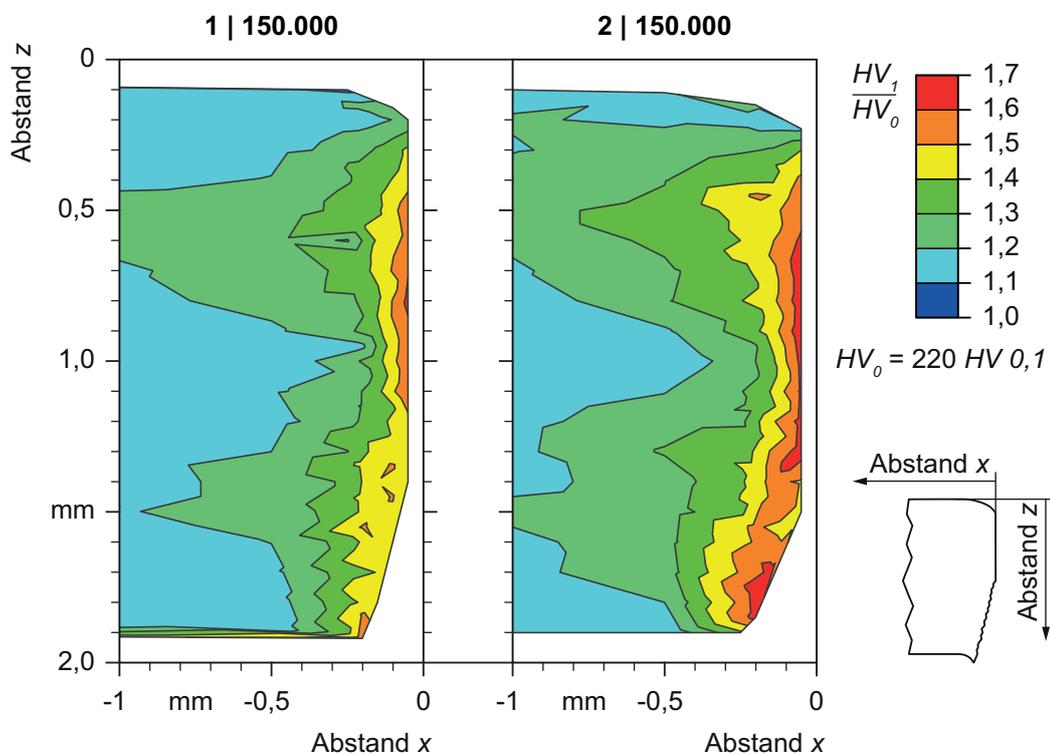


Abbildung 8-47: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Mikrohärtigkeit nach 150.000 Hübten (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0 \text{ mm}$; SSP 0,16 mm)

Ableitung eines Vorgehens zur bedarfsgerechten Auslegung eines Scherschneidwerkzeugs

Wie die Ergebnisse der Dauerhubuntersuchungen zeigen, kann während des Werkzeugabnahmeprozesses keine Aussage über dessen Verhalten bei hohen Stückzahlen getroffen werden. Sowohl die Prozesskräfte und resultierenden Verlagerungen als auch die Schnittflächenprägung weisen mit scharfkantigen Werkzeugaktivelementen nahezu keine messbaren Unterschiede auf. Mit größer werdendem Aktivelementverschleiß hingegen wirkt sich die Werkzeugsteifigkeitskonfiguration massiv auf die Teilequalität aus. Wie im vorherigen Abschnitt gezeigt wurde, nimmt mit zunehmender Teileanzahl bei der Dauerhubversuchsreihe 2 mit der reduzierten Werkzeugquersteifigkeit insbesondere die Grathöhe deutlich stärker zu.

Da die Grathöhe im industriellen Umfeld eines der wesentlichen Ausschusskriterien darstellt, wird diese zur Bewertung der Güte des Scherschneidwerkzeugs herangezogen. Hierfür wird zunächst die mittlere Grathöhe beider Dauerhubversuchsreihen über der Teileanzahl aufgetragen. Das resultierende Diagramm zeigt Abbildung 8-48. In dieser Abbildung sind zusätzlich noch die Standardabweichungen der Messungen dargestellt.

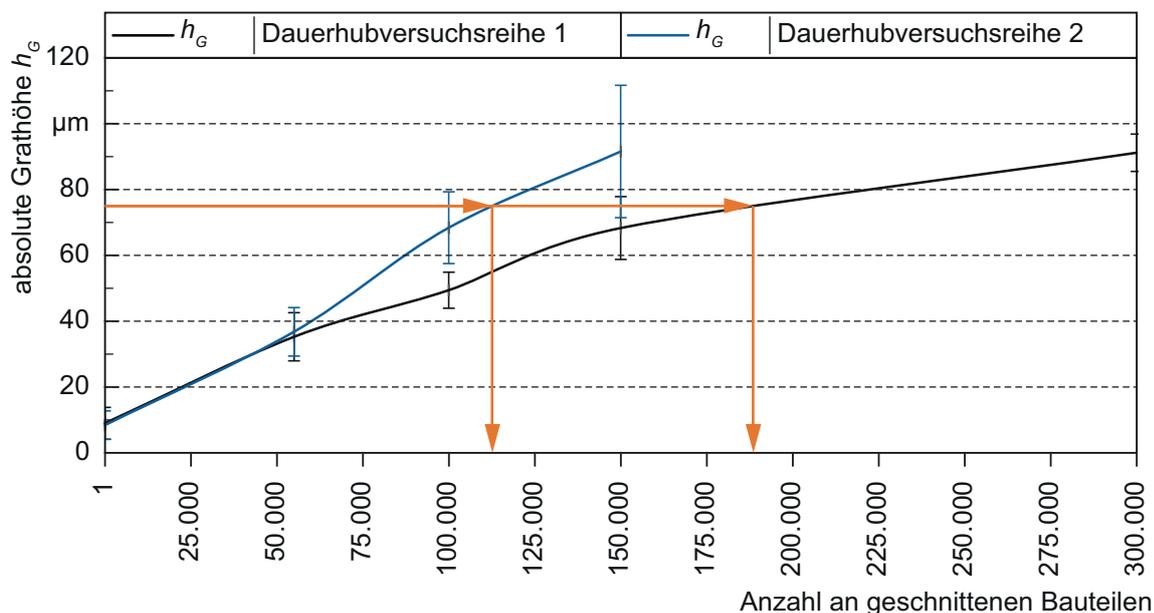


Abbildung 8-48: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Entwicklung der mittleren Grathöhe als Auslegungskriterium für Scherschneidwerkzeuge (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0 \text{ mm}$; SSP $0,16 \text{ mm}$)

Mit Kenntnis des elastischen Werkzeugverhaltens kann aus diesem Diagramm für die vorliegende Aktivelement-Blechwerkstoffkombination und den angegebenen Prozessparametern (z. B. Schneidspalt und Schnittlinienlänge) die Teileanzahl bis zum Erreichen einer bestimmten Grathöhe abgelesen werden. Exemplarisch ist dies in vorheriger Abbildung für eine

Grathöhe von 75 μm mit orangen Linien eingezeichnet. Sie zeigen, dass diese Grathöhe bei Dauerhubversuchsreihe 2 nach 112.000 Teilen erreicht wird, wohingegen in der maximal steifen Werkzeugkonfiguration 190.000 Teile geschnitten werden können.

Eine Möglichkeit, bereits während der Konstruktionsphase das elastische Werkzeugverhalten zu bestimmen, stellt die linear elastische FE-Simulation dar. Somit kann mit Hilfe des in Abbildung 8-48 dargestellten Kennlinienfeldes auch bereits vor der mechanischen Fertigung des Scherschneidwerkzeugs dessen Verhalten bei hohen Stückzahlen abgeschätzt werden. Es muss jedoch beachtet werden, dass die resultierenden Verlagerungen und Verkippen des Obermessers vom Querkraftniveau abhängig sind. Dies wiederum wird maßgeblich von der Schnittlinienlänge beeinflusst. Um eine Übertragbarkeit auf beliebige Schnittlinienlängen zu gewährleisten, ist die berechnete Quersteifigkeit auf die jeweilige Schnittlinienlänge zu normieren (siehe Abbildung 8-31).

Die Kenntnis des Werkzeugverhaltens bei hohen Stückzahlen ermöglicht eine bedarfsgerechte Auslegung des Werkzeugs, da hierdurch eine kostenintensive Überdimensionierung vermieden werden kann.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Zentrales Ziel der vorliegenden Arbeit ist die systematische Untersuchung der Wirkzusammenhänge zwischen der Werkzeugsteifigkeit und dem Scherschneidprozess bzw. Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente beim offenen Schnitt. Um dieses Ziel zu erreichen, wurde ein vorhandenes, dauerhubfähiges und maximal steifes Abschneidwerkzeug modifiziert, so dass sowohl in Stößelbewegungsrichtung (z-Richtung) als auch in Bandlaufrichtung (x-Richtung) gezielt die Werkzeugsteifigkeit verändert werden konnte. Hierfür wurde das Obermesser federnd gelagert. Als Federelemente kamen massive Zylinder aus metallischen Werkstoffen zum Einsatz. Die Steifigkeitsvariation erfolgte über den E-Modul und die Kreisringfläche dieser Federelemente.

Um das elastische Werkzeugverhalten bestimmen zu können, wurde das Werkzeug mit Kraft- und Wegsensorik ausgestattet. Zur getrennten Messung der Schneid- und Querkraft kamen in z- und x-Richtung jeweils zwei Piezo-Messunterlagsscheiben zum Einsatz. Über insgesamt sechs integrierte, hochauflösende Wirbelstromsensoren konnten sämtliche Translations- und Rotationsbewegungen des Obermessers messtechnisch erfasst werden. Einzige Ausnahme stellte die Translation senkrecht zur Blechlaufrichtung (y-Richtung) dar, welche aufgrund der Symmetrie des Scherschneidvorgangs nicht gemessen wurde.

Nach dem bisherigen Stand der Kenntnisse konnte weder der Maximalwert der auftretenden Querkraft vorherbestimmt werden noch war deren exakter Verlauf bekannt. Da die Querkraft jedoch im Zusammenspiel mit der Werkzeugquersteifigkeit eine Veränderung des Schneidspalts bewirkt, beeinflusst diese indirekt den Scherschneidprozess und damit das Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente. Daher wurde zunächst der Scherschneidprozess mit offener Schnittlinie im Einzelhub systematisch untersucht. Der Fokus der Auswertung lag neben der Schnittflächenausprägung der Bauteile insbesondere auf den Querkraften und den daraus resultierenden Schneidspaltveränderungen. Das starre Kräfte- und Momentengleichgewichtsmodell nach Romanowski (1979, S. 15) (Abbildung 2-8) wurde um eintauchtiefenabhängige elastische Effekte beim offenen Schnitt erweitert. Die Schneidversuche im Einzelhub wurden ausschließlich mit dem thermomechanisch gewalzten Stahlwerkstoff S355MC ($s = 4,0 \text{ mm}$) an einer 1600 kN-Schnellläuferpresse durchgeführt.

Im ersten Schritt wurden anhand einer Referenzversuchsreihe mit scharfkantigen Werkzeugaktivelementen, einem relativen Schneidspalt von 10 % der Blechdicke und maximaler Werkzeugsteifigkeit in z- und x-Richtung charakteristische Abschnitte in den Prozesskraftverläufen herausgearbeitet. So konnte beispielsweise während der elastischen Deformation des Blechs infolge der außermittigen Schneidkrafteinleitung in das Obermesser eine negative Querkraft gemessen werden. Darüber hinaus waren während der Eintauchphase des Obermessers in den

Blechwerkstoff und im Rückhub aufgrund der hohen Werkzeugquersteifigkeit in Kombination mit der elastischen Rückfederung des Bauteils keine Kräfte messbar. Die Querkraft erreichte bei der Referenzversuchsreihe im Maximum 17 % der maximalen Schneidkraft.

Anschließend wurde in weiteren Einzelhubversuchsreihen der Einfluss des Schneidspalts, des Schneidkantenradius sowie der Oberflächenbeschaffenheit des Obermessers auf die Prozesskräfte und resultierenden Verlagerungen sowie die Schnittflächenausprägung untersucht. Eine Verkleinerung des Schneidspalts von 10 % auf 2,5 % der Blechdicke führte zu einer höheren maximalen Schneidkraft. Das Querkraftniveau nahm hingegen trotz des kleineren Volumens in der Scherzone und den damit verbundenen höheren Druckspannungen ab. Dies lag an der Dominanz des von der Schneidkraft im Blech induzierten Moments, dessen Hebelarm direkt proportional zum Schneidspalt ist. Demzufolge war auch die messbare elastische Schneidspaltaufweitung geringer. Bei der Versuchsreihe mit dem verkleinerten Schneidspalt konnte eine frühzeitigere vollständige Werkstofftrennung festgestellt werden, da aufgrund des kleineren Schneidspalts die Biegung des Abschnitts geringer war und folglich auch die risshemmenden Biegedruckspannungen an der Blechunterseite kleiner waren.

Zur Abbildung von abrasivem Werkzeugverschleiß wurde ein Radius an der Obermesserschneidkante angebracht. Dies führte wie das Polieren der Oberfläche des Obermessers, um den Einfluss des Herstellungsverfahrens auf den Scherschneidprozess zu untersuchen, zu einer massiven Erhöhung des Druckspannungszustands in der Scherzone. Demzufolge fand bei beiden Versuchsreihen die vollständige Werkstofftrennung zu einem späteren Zeitpunkt statt. Der veränderte Druckspannungszustand spiegelte sich auch in der Querkraft wider. Bei beiden Versuchsreihen stieg diese signifikant an. So konnte bei der Einzelhubversuchsreihe mit dem polierten Obermesser kurz vor der vollständigen Werkstofftrennung eine maximale Querkraft von 21 % der Schneidkraft gemessen werden. Das Verrunden der Obermesserschneidkante auf 300 μm führte sogar zu einer maximalen Querkraft von 38 % der Schneidkraft.

In weiteren Einzelhubversuchsreihen wurde nachgewiesen, dass auch die Werkzeugsteifigkeitskonfiguration die auftretenden Prozesskräfte beeinflusst. Inwieweit sich durch eine veränderte Werkzeugsteifigkeitskonfiguration die Prozesskräfte ändern, ist hierbei maßgeblich von den resultierenden Verkippungen und Verlagerungen des Obermessers abhängig. So konnte beispielsweise in der Werkzeugkonfiguration mit der kleinstmöglichen Quersteifigkeit und maximaler Steifigkeit in z-Richtung eine schneidspaltvergrößernde Rotation um die y-Achse festgestellt werden. Die resultierende Schrägstellung des Obermessers führte zu einem erhöhten Druckspannungszustand in der Scherzone. Im Vergleich zur maximal steifen Werkzeugkonfiguration wurde bei dieser Versuchsreihe neben einem höheren Glattschnittanteil auch eine größere Grathöhe gemessen. Aufgrund der größeren Kaltverfestigung des Blechwerkstoffs

nahm auch die maximale Schneidkraft zu. Darüber hinaus stieg infolge der schneidspaltvergrößernden Rotation um die y-Achse die Querkraft zu einem früheren Zeitpunkt an. Sie erreichte im Maximum jedoch geringere Werte. Die Ursache hierfür war die während des Schneidvorgangs auftretende größere Schneidspaltaufweitung, insbesondere kurz vor der vollständigen Werkstofftrennung, dem Zeitpunkt, an dem das Querkraftmaximum auftrat.

Basierend auf den Einzelhubversuchen wurde das elastische Werkzeugverhalten exemplarisch für die Werkzeugsteifigkeitskonfiguration mit der größt- und kleinstmöglichen Quersteifigkeit ausgewertet. In z-Richtung wies das Werkzeug immer die größtmögliche Steifigkeit auf. Bei beiden Versuchsreihen konnte in dieser Richtung ein annähernd lineares Werkzeugverhalten festgestellt werden. In Querrichtung (x-Richtung) hingegen war das elastische Werkzeugverhalten unter anderem wegen der komplexen Wirkzusammenhänge zwischen der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration und den Verkippungen und Verlagerungen des Obermessers nicht-linear.

In abschließenden Dauerhubuntersuchungen wurde der Einfluss der Werkzeugsteifigkeitskonfiguration auf das Verschleißverhalten der Aktivelemente, die Prozesskräfte und resultierenden Verlagerungen sowie die Schnittflächenausprägung der Bauteile untersucht. Als Blechwerkstoff kam der bainitische Stahl SZBS800 mit einer Blechdicke von 2,0 mm zum Einsatz. Es wurden die Werkzeugsteifigkeitskonfigurationen mit der größt- und kleinstmöglichen Quersteifigkeit verwendet. Insgesamt wurden je Versuchsreihe bis zu 300.000 Bauteile geschnitten.

Bei beiden Dauerhubversuchsreihen konnte mit zunehmendem abrasivem Verschleiß der Werkzeugaktivelemente eine signifikante Zunahme der maximalen Querkräfte gemessen werden. Bereits nach 100.000 geschnittenen Bauteilen war annähernd die vierfache maximale Querkraft messbar. Folglich nahmen auch die Schneidspaltaufweitungen mit zunehmendem Verschleiß kontinuierlich zu. Da sich die Absolutwerte der Prozesskräfte bei beiden Dauerhubversuchsreihen nur geringfügig unterschieden, war erwartungsgemäß die messbare Schneidspaltaufweitung bei der Werkzeugkonfiguration mit der reduzierten Quersteifigkeit höher.

Darüber hinaus wurde das Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente zu definierten Intervallen ausgewertet. Trotz der unterschiedlichen Werkzeugsteifigkeitskonfigurationen konnten hier kaum Unterschiede festgestellt werden. Die taktil vermessenen Konturen der Schneidkanten am Ober- und Untermesser waren auch nach 150.000 geschnittenen Bauteilen nahezu deckungsgleich.

Bei der Auswertung der Schnittflächenausprägung zu Beginn der Dauerhubuntersuchungen wurden ebenfalls keine Unterschiede zwischen den beiden Dauerhubversuchsreihen festge-

stellt. Sowohl die Schnittflächenkenngrößen als auch die Mikrohärtigkeit im Bereich der Schnittkante waren annähernd gleich. Bemerkenswert ist jedoch, dass sich trotz des nahezu identischen Verschleißverhaltens der Werkzeugaktivelemente mit steigender Teileanzahl die Schnittflächenausprägung zunehmend unterschied. So konnten bei der Versuchsreihe mit der reduzierten Quersteifigkeit nach 150.000 geschnittenen Bauteilen beispielsweise ein deutlich höherer Glattschnittanteil und eine größere Grathöhe festgestellt werden. Vergleichbare Werte wurden bei der Versuchsreihe mit der maximalen Werkzeugsteifigkeit erst nach 300.000 Hüten erreicht. Verantwortlich hierfür war der veränderte Druckspannungszustand in der Scherzone aufgrund der Verkippungen und Verlagerungen des Obermessers.

Infolge des begrenzt zur Verfügung stehenden Bauraums waren die Steifigkeitsunterschiede insbesondere in Querrichtung der beiden Dauerhubversuchsreihen gering. Dies bestätigten auch die gemessenen Schneidspaltaufweitungen, die sich nur um wenige hundertstel Millimeter unterschieden. Zudem war die Quersteifigkeit auch bei der Dauerhubversuchsreihe mit der kleinstmöglichen Quersteifigkeit relativ hoch im Vergleich zu den auftretenden Querkräften. Sie lag auf dem Niveau der z-Steifigkeit einer C-Gestell-Pressen (Doege und Lange, 1980, S. 169). Trotzdem konnten bereits hier bei hohen Stückzahlen aufgrund der Verkippungen und Verlagerungen des Obermessers in der Bauteilqualität signifikante Unterschiede festgestellt werden. Um die beobachteten Effekte zu verstärken, bieten weitere Versuchsreihen bei deutlich reduzierter Werkzeugquersteifigkeit ein großes Potential. Hierdurch würde die Datenbasis erweitert werden, so dass in Zukunft eine kostenintensive Überdimensionierung der Werkzeuge vermieden werden könnte.

A Abbildungsverzeichnis

| | |
|--|----|
| Abbildung 2-1: Einordnung des Scherschneidens in die Systematik der Fertigungsverfahren (nach DIN 8580; DIN 8588) | 3 |
| Abbildung 2-2: Verfahrensklassifizierung Ausschneiden, Lochen, Beschneiden (mit offener Schnittlinie) und Abschneiden (DIN 9870-2) | 4 |
| Abbildung 2-3: Schematische Darstellung eines Scherschneidwerkzeugs: a) mit geschlossener Schnittlinie; b) mit offener Schnittlinie (nach DIN 8588; DIN 9869-2) | 5 |
| Abbildung 2-4: Phasen eines Scherschneidvorgangs mit geschlossener Schnittlinie am Beispiel des drückend, vollkantigen Lochens (nach Hörmann, 2008, S. 8)..... | 7 |
| Abbildung 2-5: Phasen eines Scherschneidvorgangs mit offener Schnittlinie am Beispiel des drückend, vollkantigen Abschneidens (nach Bednarz, 2014, S. 5; Volk und Kopp, 2015, S. 24) | 9 |
| Abbildung 2-6: Ausgewählte Schnittflächenkenngrößen beim Scherschneiden (nach VDI 2906-2) | 10 |
| Abbildung 2-7: Exemplarischer Schneidkraft-Stößelweg-Verlauf für den geschlossenen und offenen Schnitt (nach Johnson und Slater, 1967, S. 844; Schmidt, 2007, S. 156; Volk und Kopp, 2015, S. 54) | 12 |
| Abbildung 2-8: Auf das Blech wirkende Kräfte und Momente bei einem ideal steifen und unbewegten Werkzeug (nicht maßstabsgetreu) (nach Romanowski, 1979, S. 15; Lange, 1990, S. 117; Kienzle und Jordan, 1954, S. 217)..... | 13 |
| Abbildung 2-9: Verschleißmechanismen beim Scherschneiden (nach Czichos und Habig, 2010, S. 118; Klocke und König, 2006, S. 142; Volk und Kopp, 2015, S. 28)..... | 17 |
| Abbildung 2-10: Schematische Darstellung der Verschleißformen an Werkzeugaktivelementen: a) Kantenverschleiß; b) Mantelflächenverschleiß; c) Stirnflächenverschleiß; d) Kolkverschleiß (nach Klocke und König, 2006, S. 459; Kienzle, 1957, S. 33–35)..... | 20 |
| Abbildung 2-11: Direkte Verschleißmessgrößen am Werkzeugaktivelement (nach Nothhaft, 2014, S. 22; Volk und Kopp, 2015, S. 31) | 22 |
| Abbildung 2-12: Exemplarische Verschleißkurve (nach Habig, 1980, S. 51)..... | 22 |
| Abbildung 2-13: Fügestellensteifigkeit: a) Ersatzmodell für eine Schraubenverbindung; b) Kontaktsteifigkeit in Abhängigkeit der Flächenpressung (nach Weck und Brecher, 2006, S. 43) | 24 |

| | |
|--|----|
| Abbildung 2-14: Ermittlung der Pressensteifigkeit aus der Verlagerungskurve (nach DIN 55189-1) | 25 |
| Abbildung 3-1: Struktur der Arbeit | 34 |
| Abbildung 5-1: Gefügeschliffe der Blechwerkstoffe | 39 |
| Abbildung 6-1: Schnittdarstellung des Versuchswerkzeugs (nach Krönauer et al., 2010, S. 124) | 41 |
| Abbildung 6-2: Konzeptskizze zur Einstellung definierter Steifigkeiten im Versuchswerkzeug | 42 |
| Abbildung 6-3: Prinzipskizze der Lasttrennung mittels verschiebbarer Lager | 46 |
| Abbildung 6-4: CAD-Modell mit integrierter Kraftsensorik im Verlagerungselement | 46 |
| Abbildung 6-5: Auslegungssimulation: a) Vergleichsspannungen im belasteten Verlagerungselement; b) Hauptspannungen im belasteten Schneidkraftsensor; c) Hauptspannungen im belasteten Querkraftsensor ... | 48 |
| Abbildung 6-6: CAD-Modell mit integrierter Kraft- und Wegsensorik..... | 49 |
| Abbildung 6-7: Blockdiagramm des Signalflusses..... | 50 |
| Abbildung 6-8: Schematischer Kraftfluss im Verlagerungselement bei unterschiedlicher Krafteinleitung: a) z-Richtung einachsig; b) x-Richtung einachsig; c) z- / x-Richtung überlagert..... | 52 |
| Abbildung 6-9: Vorgehensweise während der zweiachsig-überlagerten Kalibrierung: a) schematische Darstellung; b) qualitative Kraftverläufe..... | 52 |
| Abbildung 6-10: Skalierungsfunktionen für das Kraftsensorpaar 1: a) Schneidkraftsensor $F_{S,1}$; b) Querkraftsensor $F_{Q,1}$ | 53 |
| Abbildung 7-1: Messstellen der taktilen Messung der Schnittflächenkenngrößen | 58 |
| Abbildung 7-2: Definition der Messstellen an den Werkzeugaktivelementen zur Verschleißmessung | 60 |
| Abbildung 7-3: Definition der Messstellen zur Mikrohärtmessung | 61 |
| Abbildung 8-1: Referenzversuchsreihe A – Verlauf der Schneid- und Querkraft über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM} 30 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)..... | 63 |
| Abbildung 8-2: Referenzversuchsreihe A – Schneidphase 1 und 2: a) Verlauf der Schneid- und Querkraft; b) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 2a; c) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 2b (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM} 30 \mu\text{m}$; $R_{SK,UM} 30 \mu\text{m}$; $c_{WKZ,z} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x} 1.2379$, $\varnothing 32$ mm, mit Abstützblech)..... | 64 |

- Abbildung 8-3: Referenzversuchsreihe A – Schneidphase 3: a) Verlauf der Schneid- und Querkraft; b) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 3a; c) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 3b (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 30 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)..... 65
- Abbildung 8-4: Referenzversuchsreihe A – Schneidphase 4: a) Verlauf der Schneid- und Querkraft; b) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 4a; c) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 4b (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 30 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)..... 66
- Abbildung 8-5: Referenzversuchsreihe A – Schneidphase 5: a) Verlauf der Schneid- und Querkraft; b) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 5 (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 30 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech) 67
- Abbildung 8-6: Referenzversuchsreihe A – Schneidphase 6: a) Verlauf der Schneid- und Querkraft; b) schematische Darstellung der wirkenden Kräfte in Phase 6 (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 30 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech) 67
- Abbildung 8-7: Referenzversuchsreihe A – Verlagerungen x_z : a) Verlauf der Verlagerungen in z-Richtung über dem Stößelweg; b) Ergebnis der linear elastischen Simulation (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 30 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)..... 68
- Abbildung 8-8: Referenzversuchsreihe A – Verlauf der Schneidspaltveränderung über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 30 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech) 70
- Abbildung 8-9: Referenzversuchsreihe A – Verlauf des Führungsspiels über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 30 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech) 71

| | |
|---|----|
| Abbildung 8-10: Referenzversuchsreihe A: a) Absoluter Messwert der jeweiligen Schnittflächenkenngroße; b) Erläuterung (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 30 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech) | 72 |
| Abbildung 8-11: Referenzversuchsreihe A – Schnittflächenausprägung: a) Prozentuale auf die Blechdicke bezogene Schnittflächenkenngroßen; b) Mikroskopaufnahme (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 30 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)..... | 74 |
| Abbildung 8-12: Versuchsreihen A und B – Verlauf der Schneid- und Querkraft über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; $R_{SK,OM}$ 30 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech) | 75 |
| Abbildung 8-13: Versuchsreihen A und B – Verlauf der Verlagerungen in z-Richtung über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; $R_{SK,OM}$ 30 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)..... | 77 |
| Abbildung 8-14: Versuchsreihen A und B – Verlauf der mittleren Schneidspaltveränderung über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; $R_{SK,OM}$ 30 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech) | 78 |
| Abbildung 8-15: Versuchsreihen A und B – Schnittflächenausprägung: a) Prozentuale auf die Blechdicke bezogene Schnittflächenkenngroßen; b) Mikroskopaufnahmen (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; $R_{SK,OM}$ 30 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)..... | 79 |
| Abbildung 8-16: Versuchsreihen A und C – Verlauf der Schneid- und Querkraft über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech) | 81 |
| Abbildung 8-17: Versuchsreihen A und C – Verlauf der Verlagerungen in z-Richtung über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)..... | 82 |

| | |
|---|----|
| Abbildung 8-18: Versuchsreihen A und C – Verlauf der mittleren Schneidspaltveränderung über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech) | 83 |
| Abbildung 8-19: Versuchsreihen A und C – Schnittflächenausprägung: a) Prozentuale auf die Blechdicke bezogene Schnittflächenkenngrößen; b) Mikroskopaufnahmen (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)..... | 85 |
| Abbildung 8-20: Versuchsreihen D, E und F – Verlauf der Schneid- und Querkraft über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 300 μ m; $R_{SK,UM}$ 30 μ m) | 86 |
| Abbildung 8-21: Zerlegung der Schneidkraft in seine Komponenten am verkippten Verlagerungselement | 88 |
| Abbildung 8-22: Versuchsreihen G – Verlauf der Schneid- und Querkraft über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 300 μ m; $R_{SK,UM}$ 30 μ m) | 89 |
| Abbildung 8-23: Versuchsreihen D, E, F und G – Verlauf der Verlagerungen in z-Richtung über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 300 μ m; $R_{SK,UM}$ 30 μ m) | 91 |
| Abbildung 8-24: Versuchsreihen D, E, F und G – Verlauf der mittleren Schneidspaltveränderung über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 300 μ m; $R_{SK,UM}$ 30 μ m) | 93 |
| Abbildung 8-25: Versuchsreihen D, E, F und G – Schnittflächenausprägung: a) Prozentuale auf die Blechdicke bezogene Schnittflächenkenngrößen; b) Mikroskopaufnahmen (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 300 μ m; $R_{SK,UM}$ 30 μ m) | 95 |
| Abbildung 8-26: Versuchsreihen H-1 und H-2 – Verlauf der Schneid- und Querkraft über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,28 mm; $R_{SK,OM}$ 50 μ m; $R_{SK,UM}$ 50 μ m; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)..... | 97 |
| Abbildung 8-27: Versuchsreihen H-1 und H-2 – Verlauf der mittleren Schneidspaltveränderung über dem Stößelweg (Blechwerkstoff S355MC $s = 4,0$ mm; SSP 0,28 mm; $R_{SK,OM}$ 50 μ m; $R_{SK,UM}$ 50 μ m; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech) | 99 |

| | |
|---|-----|
| Abbildung 8-28: Versuchsreihen H-1 und H-2 – Schnittflächenausprägung: | |
| a) Prozentuale auf die Blechdicke bezogene Schnittflächenkenngrößen; | |
| b) Mikroskopaufnahmen (Blechwerkstoff S355MC s = 4,0 mm; | |
| SSP 0,28 mm; $R_{SK,OM}$ 50 μm ; $R_{SK,UM}$ 50 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, | |
| mit Abstützblech; $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech)..... | 101 |
| Abbildung 8-29: Versuchsreihe C – Bildung der Mittelwertskurve der Verlagerungen in | |
| z-Richtung zur Beschreibung des elastischen Werkzeugverhaltens | |
| (Blechwerkstoff S355MC s = 4,0 mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 300 μm ; | |
| $R_{SK,UM}$ 30 μm ; $c_{WKZ,z}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech; | |
| $c_{WKZ,x}$ 1.2379, \varnothing 32 mm, mit Abstützblech) | 102 |
| Abbildung 8-30: Versuchsreihen C und G – Verlagerungskurve zur Beschreibung des | |
| elastischen Werkzeugverhaltens in z-Richtung (Blechwerkstoff | |
| S355MC s = 4,0 mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 300 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm)..... | 103 |
| Abbildung 8-31: Versuchsreihen C und G – Verlagerungskurve zur Beschreibung des | |
| elastischen Werkzeugverhaltens in x-Richtung (Blechwerkstoff | |
| S355MC s = 4,0 mm; SSP 0,4 mm; $R_{SK,OM}$ 300 μm ; $R_{SK,UM}$ 30 μm)..... | 104 |
| Abbildung 8-32: Dauerhubversuchsreihe 1 – Abgetastete Schneidkantenkontur des | |
| Obermessers nach 55.000 Hübem (Blechwerkstoff SZBS800 | |
| s = 2,0 mm; SSP 0,16 mm) | 107 |
| Abbildung 8-33: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Abgetastete Schneidkantenkontur | |
| des Obermessers bis 100.000 Hübem (Messstelle 5) (Blechwerkstoff | |
| SZBS800 s = 2,0 mm; SSP 0,16 mm)..... | 108 |
| Abbildung 8-34: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Abgetastete Schneidkantenkontur | |
| des Untermessers bis 100.000 Hübem (Messstelle 5) (Blechwerkstoff | |
| SZBS800 s = 2,0 mm; SSP 0,16 mm)..... | 108 |
| Abbildung 8-35: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Abgetastete Schneidkantenkontur | |
| des Obermessers bis 300.000 Hübem (Messstelle 5) (Blechwerkstoff | |
| SZBS800 s = 2,0 mm; SSP 0,16 mm)..... | 109 |
| Abbildung 8-36: Mikroskopaufnahme der Schnittfläche nach 155.000 Hübem bei | |
| Dauerhubversuchsreihe 2 | 110 |
| Abbildung 8-37: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Abgetastete Schneidkantenkontur | |
| des Untermessers bis 300.000 Hübem (Messstelle 5) (Blechwerkstoff | |
| SZBS800 s = 2,0 mm; SSP 0,16 mm)..... | 110 |
| Abbildung 8-38: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Mikroskopaufnahmen der | |
| Werkzeugaktivelemente nach 150.000 Hübem (Blechwerkstoff | |
| SZBS800 s = 2,0 mm; SSP 0,16 mm)..... | 111 |

| | |
|--|-----|
| Abbildung 8-39: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Verlauf der Prozesskräfte bei Hub 1 (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm; $R_{SK,OM}$ 50 μ m; $R_{SK,UM}$ 50 μ m) | 112 |
| Abbildung 8-40: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Verlauf der Schneidspaltveränderungen bei Hub 1 (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm; $R_{SK,OM}$ 50 μ m; $R_{SK,UM}$ 50 μ m)..... | 114 |
| Abbildung 8-41: Dauerhubversuchsreihe 1 – Entwicklung der Prozesskräfte bis 100.000 Hübe (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm)..... | 115 |
| Abbildung 8-42: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Entwicklung der Prozesskräfte bis 100.000 Hübe über dem verschobenen Stößelweg (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm) | 116 |
| Abbildung 8-43: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Entwicklung der Prozesskräfte bis 300.000 Hübe über dem verschobenen Stößelweg (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm) | 118 |
| Abbildung 8-44: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Entwicklung der mittleren Schneidspaltveränderungen bis 300.000 Hübe über dem verschobenen Stößelweg (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm) | 120 |
| Abbildung 8-45: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Entwicklung der Schnittflächenkenngrößen bis 300.000 Hübe (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm) | 121 |
| Abbildung 8-46: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Mikrohärtigkeit zu Beginn der Dauerhubversuche (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm) | 123 |
| Abbildung 8-47: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Mikrohärtigkeit nach 150.000 Hüben (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm) | 123 |
| Abbildung 8-48: Dauerhubversuchsreihen 1 und 2 – Entwicklung der mittleren Grathöhe als Auslegungskriterium für Scherschneidwerkzeuge (Blechwerkstoff SZBS800 $s = 2,0$ mm; SSP 0,16 mm) | 124 |

B Tabellenverzeichnis

| | | |
|--------------|---|----|
| Tabelle 4-1: | Ausgewählte technische Daten der Schnellläuferpresse (Bruderer AG, 2013) | 35 |
| Tabelle 4-2: | Ausgewählte technische Daten der Konturenvorschubeinheit PCV 200 (Mahr GmbH, 2005)..... | 36 |
| Tabelle 5-1: | Chemische Zusammensetzung der Blechwerkstoffe (DIN EN 10149-2; Salzgitter Flachstahl GmbH, 2014)..... | 38 |
| Tabelle 5-2: | Mechanische Kennwerte der Blechwerkstoffe aus dem Zugversuch (Probenentnahme in Längsrichtung)..... | 38 |
| Tabelle 5-3: | Chemische Zusammensetzung des Kaltarbeitsstahls X153CrMoV12 (DIN EN ISO 4957) | 40 |
| Tabelle 6-1: | Theoretische Einzelfedersteifigkeiten der massiven Federelemente | 44 |
| Tabelle 7-1: | Versuchsmatrix der Einzelhubversuche | 55 |
| Tabelle 7-2: | Arithmetische Mittenrauwerte R_a der Werkzeugaktivelemente an Stirn- und Mantelfläche..... | 56 |
| Tabelle 7-3: | Versuchsmatrix der Dauerhubversuche | 59 |

C Literaturverzeichnis

DIN 9869-1:1967-01, *Begriffe für Werkzeuge zur Fertigung dünner, vorwiegend flächenbestimmter Werkstücke*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN 9869-2:1969-11, *Begriffe für Werkzeuge der Stanztechnik: Schneidwerkzeuge*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN 9870-2:1972-10, *Begriffe für Werkzeuge der Stanztechnik: Fertigungsverfahren und Werkzeuge zum Zerteilen*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN 50602:1985-09, *Metallographische Prüfverfahren - Mikroskopische Prüfung von Edeltählen auf nichtmetallische Einschlüsse mit Bildreihen (zurückgezogen)*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN 55189-1:1988-12, *Ermittlung von Kennwerten für Pressen der Blechverarbeitung bei statischer Belastung*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 4957:2001-02, *Werkzeugstähle*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN 8588:2003-09, *Fertigungsverfahren Zerteilen: Einordnung, Unterteilung, Begriffe*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN 8580:2003-09, *Fertigungsverfahren: Begriffe, Einteilung*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 7500-1:2004-11, *Metallische Werkstoffe Prüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen Teil 1: Zug und Druckprüfmaschinen Prüfung und Kalibrierung der Kraftmesseinrichtung*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 6507-1:2006-03, *Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach Vickers – Teil 1: Prüfverfahren*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN 50125:2009-07, *Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 6892-1:2009-12, *Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 4287:2010-07, *Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN 10149-2:2011-04, *Warmgewalzte Flacherzeugnisse aus Stählen mit hoher Streckgrenze zum Kaltumformen – Teil 2: Lieferbedingungen für thermomechanisch gewalzte Stähle*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN 6930-2:2011-10, *Stanzteile aus Stahl – Teil 2: Allgmeintoleranzen*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 7500-1 Beiblatt 4:2013-03, *Metallische Werkstoffe – Prüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen – Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen – Prüfung und Kalibrierung der Kraftmesseinrichtung; Beiblatt 4: Informationen zur Berücksichtigung der Messunsicherheit bei der Klassifizierung von Werkstoffprüfmaschinen*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN 10247:2016-02, *Metallographische Prüfung des Gehaltes nichtmetallischer Einschlüsse in Stählen mit Bildreihen*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

GFT Arbeitsblatt 7:2002-08, *Tribologie - Verschleiß, Reibung - Definitionen, Begriffe, Prüfung*, Gesellschaft für Tribologie, Aachen.

VDI 3368:1982-05, *Schneidspalt-, Schneidstempel- und Schneidplattenmaße für Schneidwerkzeuge der Stanztechnik*, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf.

VDI 2906-1:1994-05, *Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall: Allgemeines, Kenngrößen, Werkstoffe*, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf.

VDI 2906-2:1994-05, *Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall: Scherschneiden*, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf.

ARENTOFT, M., ERIKSEN, M., WANHEIM, T., 2000. Determination of six stiffnesses for a press. *Journal of Materials Processing Technology*, **105**(3), 246-252.

ARENTOFT, M., WANHEIM, T., 2005. A new approach to determine press stiffness. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, **54**(1), 265-268.

BACH, E.L., 1924. *Die Spannungen unter einem kreisrunden Stempel*. Dissertation, Karlsruhe.

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

- BÖHLER EDELSTAHL GMBH & CO KG, 2016. *Böhler K110 - Kaltarbeitsstahl*, Kapfenberg.
- BORCHERT, P., 1976. *Einflüsse der Werkzeuggeometrie und der Maschine beim Schneiden von kaltgewalztem Elektroblech*. Dissertation, Hannover.
- BRUDERER AG, 2013. *Technische Dokumentation für Hochleistungs-Stanzautomat BSTA 1600-181*, Frasnacht.
- BUCHMANN, K., 1962. *Beitrag zur Verschleißbeurteilung beim Schneiden von Stahlfeinblechen*, Köln, Opladen, Westdeutscher Verlag.
- BUCHMANN, K., 1963a. Über den Einfluß einiger Schneidbedingungen auf den Werkzeugverschleiß beim Schneiden von Stahlfeinblechen im geschlossenen Schnitt. *Werkstattstechnik*, **53**(11), 561-565.
- BUCHMANN, K., 1963b. Über den Verschleiß und ihn begleitende Erscheinungen beim Schneiden von Stahlfeinblechen. *Werkstattstechnik*, **53**(3), 128-134.
- BUCKLEY, D.H., 1981. *Surface effects in adhesion, friction, wear, and lubrication*, Amsterdam, Elsevier Scientific Pub. Co.; Distributors for the U.S. and Canada, Elsevier North-Holland. Tribology series. 5. ISBN 0-444-41966-7.
- BUNDESMINISTERIUM FÜR UMWELT, NATURSCHUTZ, BAU UND REAKTORSICHERHEIT, 2009. *Die EU-Verordnung zur Verminderung der CO₂ - Emissionen von Personenkraftwagen*, Berlin.
- CAMMANN, J.H., 1986. *Untersuchungen zur Verschleißminderung an Scherschneidwerkzeugen der Blechbearbeitung durch Einsatz geeigneter Werkzeugstoffe und Beschichtungen*. Dissertation, Darmstadt.
- CARL ZEISS MICROSCOPY GMBH, 2006. *AxioCam MRc 5 - A World of Digital Possibilities*, Jena.
- CHODNIKIEWICZ, K., BALENDRA, R., 2000. The calibration of metal-forming presses. *Journal of Materials Processing Technology*, **106**, 28-33.
- CRAMER, E., KAMPS, U., 2014. *Grundlagen der Wahrscheinlichkeitsrechnung und Statistik. Ein Skript für Studierende der Informatik, der Ingenieur- und*

Wirtschaftswissenschaften. 3., überarb. Aufl, Berlin, Springer Spektrum. Springer-Lehrbuch. ISBN 978-3-662-43972-2.

CRASEMANN, H.-J., 1959. *Der offene, kreuzende Scherschnitt an Blechen*. Dissertation, Hannover.

CRASEMANN, H.-J., 1960. Der Verschleiss von Schneidwerkzeugen beim Schnitt von Feinblechen. *Microtecnic*, (1), 27-31.

CZICHOS, H., HABIG, K.-H., 2010. *Tribologie-Handbuch. Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. 3., überarbeitete und erw., Wiesbaden, Vieweg+Teubner Verlag / GWV Fachverlage, Wiesbaden. ISBN 978-3-8348-0017-6.

DE GEE, A., 1982. Adhäsionsverhalten von Werkstoffen und Maßnahmen zum Verhindern des "Fressens" von Bewegungselementen. In: *Reibung und Verschleiß von Werkstoffen, Bauteilen und Konstruktionen*. Grafenau: Expert Verlag, S. 75-85.

DIES, R., 1956. Untersuchung über die Kraft-, Reibungs- und Verschleißverhältnisse beim Lochen von Blechen mit runden Stempeln. *Werkstatt und Betrieb*, **89**(4), 197-207.

DOEGE, E., BEHRENS, B.-A., 2010. *Handbuch Umformtechnik. Grundlagen, Technologien, Maschinen*, Berlin, Heidelberg, Springer-Verlag. ISBN 978-3-642-04248-5.

DOEGE, E., LANGE, K., 1980. Static and Dynamic Stiffness of Presses and some Effects on the Accuracy of Workpieces. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, **29**(1), 167-171.

DOEGE, E., LIESENER, T., 1999. *Schneidkraftbedarfsermittlung beim Scherschneiden von Feinblechen (Entwicklung eines Prüfsystems)*, Hannover, Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V. EFB-Forschungsbericht. 133.

ERDMANN, C.M., 2004. *Mechanismen der Flitterentstehung beim Scherschneiden von Pressteilen aus Aluminiumblech*. Als Typoskr. gedr, [München], Hieronymus. utg-Forschungsberichte. Bd. 31. ISBN 3-89791-337-2.

FRITSCH, C., 2002. *Einfluss der Prozessparameter auf das Feinschneiden von Aluminiumlegierungen*. Dissertation, München, Hieronymus. utg-Forschungsberichte. Bd. 19. ISBN 3-89791-261-9.

- FUGGER, B., 1984. *Untersuchung der Verschleissvorgänge beim Scherschneiden von Feinblechen*. Dissertation, Hannover, Verein Deutscher Ingenieure. Fortschritt-Berichte der VDI-Zeitschriften. Reihe 2, Betriebstechnik. 81. ISBN 3-18-148102-5.
- GHIOTTI, A., BARIANI, P.F., 2007. Evaluating the press stiffness in realistic operating conditions. In: D. BANABIC, Hg. *Advanced Methods in Material Forming: With 264 Figures and 37 Tables*. Berlin [u.a.]: Springer, S. 189-198. ISBN 978-3-540-69844-9.
- GLEICH ALUMINIUMWERK GMBH & CO. KG, 2013. *EN AW 7075 - Aluminium Rundstangen Technisches Datenblatt*, Kaltenkirchen.
- GROSS, D., HAUGER, W., SCHRÖDER, J., WALL, W.A., 2014. *Technische Mechanik 2*. 12. Auflage, Berlin, Springer Vieweg. Springer-Lehrbuch. ISBN 978-3-642-40966-0.
- HABIG, K.-H., 1980. *Verschleiss und Härte von Werkstoffen*, München, Hanser. ISBN 3-446-12965-0.
- HILDITCH, T.B., HODGSON, P.D., 2005. Development of the sheared edge in the trimming of steel and light metal sheet: Part 1—Experimental observations [online]. *Journal of Materials Processing Technology*, **169**(2), 184-191. Journal of Materials Processing Technology. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmatprotec.2005.02.266
- HIRSCH, M., 2012. *Einfluss von Leichtbauwerkstoffen in schnelllaufenden Stanzwerkzeugen auf das Verschleißverhalten*. Dissertation, München.
- HOFFMANN, H., NEUGEBAUER, R., SPUR, G., 2012. *Handbuch Umformen*. 2., Auflage., München, Hanser. Edition Handbuch der Fertigungstechnik. ISBN 978-3-446-42778-5.
- HOOGEN, M., 1999. *Einfluß der Werkzeuggeometrie auf das Scherschneiden und Reißen von Aluminiumfeinblechen*. Dissertation, München, Hieronymus. utg-Forschungsberichte. Bd. 6. ISBN 3-89791-045-4.
- HÖRMANN, F., 2008. *Einfluss der Prozessparameter auf einstufige Scherschneidverfahren zum Ausschneiden mit endkonturnaher Form*. Dissertation, München, Hieronymus. utg-Forschungsberichte. Bd. 46. ISBN 978-3-897-91388-2.
- ILIESCU, C., NEAGOE, I., 1988. Theoretisches Vorherbestimmen der Ausstoßkräfte beim Stanzen. *Bänder Bleche Rohre*, **2**, 40-43.

- JOHNSON, W., SLATER, R., 1967. A survey of the slow and fast blanking of metals at ambient and high temperatures. In: *International Conference on Manufacturing Technology*. Michigan, S. 825-851.
- KELLER, F., 1951. Messungen zum Einfluß des Schneidspaltes auf Kraftbedarf und Schnitтарbeit beim Lochen von Stahlblech. *Werkstatt und Betrieb*, **84**(2), 67-73.
- KIENZLE, O., 1956. Der Vorgang des Schneidens. *Microtecnic*, **10**(6), 261-264.
- KIENZLE, O., BUCHMANN, K., 1963. Beeinflussung und Prüfung des Verschleißes und der Gratbildung beim Schneiden von Stahlfeinblech. *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, **34**(6), 443-451.
- KIENZLE, O., JORDAN, T., 1954. Messung der beim Lochen von Blechen auf ein Schnittwerkzeug wirkenden Seitenkräfte. *Mitteilungen der Forschungsgesellschaft Blechverarbeitung*, (19), 217-219.
- KIENZLE, O., MEYER, M., 1963. *Verfahren zur Erzielung glatter Schnittflächen beim vollkantigen Schneiden von Blech*, Köln, Opladen, Westdeutscher Verlag. Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen. 1162.
- KIENZLE, W., 1957. *Verschleißmerkmale beim Schneiden von Stahl-Feinblechen zwischen Stempel und Schnittplatte*. Dissertation, Hannover.
- KISTLER GRUPPE, 2009. *Messunterlagsscheiben Typ 9101A ... 9107A*, Winterthur.
- KLOCKE, F., KÖNIG, W., 2006. *Fertigungsverfahren 4. Umformen*, Berlin, Heidelberg, Springer-Verlag. VDI. ISBN 978-3-540-23650-4.
- KOGLIN, K., SCHALLER, L., KOPP, C., 2010. Karosseriekonzepte von Morgen und die Forderung nach neuen Technologien. In: EUROPÄISCHE FORSCHUNGSGESELLSCHAFT FÜR BLECHVERARBEITUNG E.V., Hg. *EFB-Kolloquium Blechverarbeitung*. Hannover: Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V., S. 25-37.
- KOHLER MASCHINENBAU GMBH, 2014. *Betriebsanleitung für Bandanlage Typ 18.260/19 - 2000.2H*, Friesenheim.

- KOLBE, M., HELLWIG, W., 2015. *Spanlose Fertigung Stanzen. Präzisionsstanzteile, Hochleistungswerkzeuge, Hochgeschwindigkeitspressen*. 11., überarb. u. erw. Aufl, Wiesbaden, Springer Fachmedien Wiesbaden. ISBN 978-3-658-09947-3.
- KOPP, T., STAHL, J., DEMMEL, P., TRÖBER, P., GOLLE, R., HOFFMANN, H., VOLK, W., 2016. Experimental investigation of the lateral forces during shear cutting with an open cutting line. *Journal of Materials Processing Technology*, **238**, 49-54.
- KRABBE, E., 1953. Stanztechnik. Erster Teil. In: H. HAAKE, Hg. *Werkstattbücher. Für Betriebsangestellte, Konstrukteure und Facharbeiter*. Berlin, Göttingen, Heidelberg: Springer-Verlag.
- KRÖNAUER, B., HIRSCH, M., GOLLE, R., HOFFMANN, H., GOLLE, M., JESNER, G., PELLOSO, G., BARON, L., HERMANN, M., 2010. Further Results in Blanking form - hardened ultra high strength Manganese-Boron-Steels with Innovative Tools and Tool Steels. In: R. Univ.-Prof. Dr.-Ing. KOLLECK, Hg. *Tools and technologies for the processing of ultra high strength steels. 50th anniversary conference : conference proceedings*. Graz: Technische Universität, S. 121-129. ISBN 9783851251081.
- KRUSIC, V., ARENTOFT, M., MASERA, S., PRISTOVSEK, A., RODIC, T., 2011. A combined approach to determine workpiece-tool-press deflections and tool loads in multistage cold-forging. *Journal of Materials Processing Technology*, **211**, 35-42.
- LANGE, K., 1990. *Umformtechnik. Handbuch für Industrie und Wissenschaft*. Band 3: Blechbearbeitung. 2., völlig neu bearb. Aufl, Berlin, Heidelberg, New York, London, Paris, Tokyo, Hong Kong, Springer-Verlag. ISBN 3-540-50039-1.
- LECO CORPORATION, 2005. *AHM43 Automatic Micro/Macro-indentation Hardness Testing System - Instruction Manual*, St. Joseph.
- LOTTER, U., HOUGARDY, H.P., 1992. Kennzeichnung des Gefüges Bainit. *Praktische Metallographie*, **29**(3), 151-157.
- LUEG, W., ROSSIÉ, W., 1955. Zur Bemessung des Schneidspaltes in der Stanzereitechnik. *Industrie-Anzeiger*, **77**(48), 657-664.
- MACKENSEN, A., 2014. *Presswerkorientierte Analyse der Umform- und Scherschneideigenschaften von Mehrphasenstählen*. Dissertation, München.

MACKENSEN, A., GOLLE, M., GOLLE, R., HOFFMANN, H., 2010. Experimental investigation of the cutting force reduction during the blanking operation of AHSS sheet materials. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, **59**, 283-286.

MAGNESIUM ELEKTRON UK, 2006. *Elektron WE43*, Manchester.

MAHR GMBH, 2005. *Technische Daten - Konturenvorschubgerät PCV*, Göttingen.

MAHR GMBH, 2015. *Mahr Gesamtkatalog*, Göttingen.

MAIR, J., 2016. *Dynamische Belastungen von Lochstempeln beim Scherschneiden*. Dissertation, München.

MICRO-EPSILON MESSTECHNIK GMBH & CO. KG, 1999. *multiNCDT Serie500 - Bedienungsanleitung*, Ortenburg.

MICRO-EPSILON MESSTECHNIK GMBH & CO. KG, 2015a. *eddyNCDT 3100 - Datenblatt*, Ortenburg.

MICRO-EPSILON MESSTECHNIK GMBH & CO. KG, 2015b. *eddyNCDT 3100/3100-SM - Betriebsanleitung*, Ortenburg.

MORI, K.-i., ABE, Y., SUZUI, Y., 2010. Improvement of stretch flangeability of ultra high strength steel sheet by smoothing of sheared edge [online]. *Journal of Materials Processing Technology*, **210**(4), 653-659. *Journal of Materials Processing Technology*. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmatprotec.2009.11.014

MÜNNICH, H., 1954. Elastische Verformungen an ausladenden Pressen. *Werkstattstechnik und Maschinenbau*, **44**(10), 502-509.

NATIONAL INSTRUMENTS, 2008a. *High-Accuracy M Series Multifunction DAQ - 18-Bit, up to 625 kS/s, up to 32 Analog Inputs - Datenblatt*, Austin (Texas).

NATIONAL INSTRUMENTS, 2008b. *High-Speed M Series Multifunction Data Acquisition - 16-Bit, up to 1,25 MS/s, up to 80 Analog Inputs - Datenblatt*, Austin (Texas).

NEUMANN, H., 1959. Das elastische Verhalten von breiten Pressen. *Werkstattstechnik*, **49**(10), 619-624.

NOTHHAFT, K., 2014. *Scherschneiden höchstfester Blechwerkstoffe im offenen Schnitt*. Dissertation, München.

PAHL, E., 1963. Messungen zur Ermittlung des Schnittgrates. *Werkstattstechnik*, **53**(8), 389-391.

PANICO, T., 2012. *Beurteilung der Kantenbelastung beim Scherschneiden höchstfester Stahlbleche mit Hilfe der Finiten-Element-Methode*. Dissertation, München.

PETER, H., 1956. Der Schneidspalt des Schnittwerkzeuges. *Werkstattstechnik und Maschinenbau*, **46**(2), 53-58.

PETER, H., NEIDER, R., 1964. Untersuchungen über die Schneidbarkeit von Kaltband und Blech, insbesondere Dynamoblech. *Blech*, (11), 570-579.

PETUELLI, G., 1983. *Theoretische und experimentelle Bestimmung der Steifigkeits- und Dämpfungseigenschaften normalbelasteter Fügstellen*. Dissertation, Aachen.

POPOV, V.L., 2009. *Kontaktmechanik und Reibung. Grundlagen und Anwendungen*, Berlin, Springer Berlin. ISBN 978-3-540-88836-9.

REICHEL, W., KATZ, R., 1968. Das Stanzen kleiner Löcher. Teil 1. *Blech*, (1), 24-34.

ROMANOWSKI, W., 1959. *Handbuch der Stanzereitechnik*, Berlin, VEB Verlag Technik.

ROMANOWSKI, W., 1979. *Handbuch der Kaltumformung (russische Fassung: Spravochnik po holodnoj shtampovke)*. 6. Aufl. Leningrad "Maschinenbau" (Leningrad "Mashinostroenie", Leningradskoe otdelenie).

S+C MÄRKER GMBH, 2008. *Werkstoffdatenblatt 1.2379*, Lindlar.

SALZGITTER FLACHSTAHL GMBH, 2014. *SZBS800 - Datenblatt*, Salzgitter.

SCHACHTEL, F., 1954. Der Schneidgrat. *Mitteilungen der Deutschen Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung*, (10), 114-118.

SCHMIDT, R.-A., 2007. *Umformen und Feinschneiden. Handbuch für Verfahren, Stahlwerkstoffe, Teilgestaltung*, München [u.a.], Hanser. ISBN 3-446-40964-5.

SCHNEIDER, D., 2008. *Simulationsgestützte Untersuchung der Werkzeugbelastung beim Tiefziehen höchstfester Stähle*. Dissertation, München.

SCHÜBLER, M., 1990. *Hochgeschwindigkeits-Scherschneiden im geschlossenen Schnitt zur Verbesserung der Schnittteilqualität*. Dissertation, Darmstadt.

- SEIDENBERG, H., 1965. *Presseneinwirkungen auf Werkzeugverschleiß und Grathöhe beim Schneiden von Feinblech im geschlossenen Schnitt*. Dissertation, Hannover.
- SOMMER, K., HEINZ, R., SCHÖFER, J., 2010. *Verschleiß metallischer Werkstoffe. Erscheinungsformen sicher beurteilen*, Wiesbaden, Teubner. ISBN 978-3-8351-0126-5.
- TAUPIN, E., BREITLING, J., WU, W.-t., ALTAN, T., 1996. Material fracture and burr formation in blanking results of FEM simulations and comparison with experiments. *Journal of Materials Processing Technology*, **59**(1–2), 68-78.
- TEKINER, Z., NALBANT, M., GÜRÜN, H., 2006. An experimental study for the effect of different clearances on burr, smooth-sheared and blanking force on aluminium sheet metal. *Materials & Design*, **27**(10), 1134-1138.
- TIMMERBEIL, F.W., 1956. Der Einfluß der Schneidkantenabnutzung auf den Schneidvorgang am Blech. *Werkstattstechnik und Maschinenbau*, **46**(2), 58-66.
- TIMMERBEIL, F.W., 1957a. Untersuchung des Schneidvorganges bei Blech, insbesondere beim geschlossenen Schnitt. Erster Teil: Der Schneidvorgang bei scharfen Werkzeugkanten - die Schneidkräfte. *Werkstattstechnik und Maschinenbau*, **47**(5), 231-239.
- TIMMERBEIL, F.W., 1957b. Untersuchung des Schneidvorganges bei Blech, insbesondere beim geschlossenen Schnitt. Zweiter Teil: Die Schnittflächengüte von Schnittteilen. *Werkstattstechnik und Maschinenbau*, **47**(7), 350-356.
- TOMOV, B., CHODNIKIEWICZ, K., 1998. A mechanical device for measuring the displacement and rotation of a blanking or forging press. *Journal of Materials Processing Technology*, **77**, 70-72.
- TOUSSAINT, A., 2000. *Einfluss des Werkzeugverschleisses auf die Teilequalität beim Scherschneiden von Elektroblechen*. Dissertation, München.
- VEENSTRA, P., RAMAEKERS, J., 1978. A Criterion for Critical Tool Wear in Blanking. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, **27**(1), 157-158.
- VOLK, W., KOPP, T., 2015. *Einfluss prozessbedingter Schneidspaltveränderungen auf den Werkzeugverschleiß*, Hannover, Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V. EFB-Forschungsbericht. 419. ISBN 3867764654.

WECK, M., BRECHER, C., 2006. *Werkzeugmaschinen. Konstruktion und Berechnung*. 8., neu bearb. Aufl, Berlin, Springer. ISBN 3540225021.

WITTEL, H., MUHS, D., JANNASCH, D., VOßIEK, J., 2015. *Maschinenelemente. Normung, Berechnung, Gestaltung*. 22., überarb. und erw. Aufl, Wiesbaden, Springer Vieweg. ISBN 978-3-658-09081-4.

WU, X., BAHMANPOUR, H., SCHMID, K., 2012. Characterization of mechanically sheared edges of dual phase steels. *Journal of Materials Processing Technology*, **212**(6), 1209-1224.

YAMASAKI, S., OZAKI, T., 1991. Shearing of inclined sheet metals. *JSME International Journal*, **34**(4), 533-539.

ZUM GAHR, K.-H., 1983. *Reibung und Verschleiss. Mechanismen, Prüftechnik, Werkstoffeigenschaften*, Oberursel [Germany], Deutsche Gesellschaft für Metallkunde. ISBN 3-88355-064-7.

ZÜNKLER, B., 1985. Geometrische Einflüsse beim Lochen von Ronden. *Bänder Bleche Rohre*, **26**(4), 101-105.

ZÜNKLER, B., BOKELMANN, G., 1977. Festigkeits- und Elastizitätsfragen beim Schneiden von Blechen. *Blech Rohre Profile*, **24**(6), 182-187.

ZWICK GMBH & CO. KG, 2008. *Zwick Betriebsanleitung Material-Prüfmaschine*. V2.0e, Ulm.

D Studienarbeiten

Die nachfolgend aufgeführten Studienarbeiten wurden im Rahmen der vorliegenden Dissertation am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München angefertigt. Die Aufgabenstellung und Bearbeitung sowie die Auswertung, Interpretation und Darstellung von Ergebnissen erfolgten unter wissenschaftlicher Anleitung des Betreuers Thomas Kopp. Die erzielten Ergebnisse sind zum Teil mit in diese Arbeit eingeflossen.

- Stahl, J.: Einbringung einer definierten Elastizität in ein Versuchswerkzeug. Bachelorarbeit, Technische Universität München, 2013.
(Betreuung durch Dr.-Ing. Daniel Rill)
- Stahl, J.: Erarbeitung eines Messkonzepts zur indirekten Messung der Steifigkeit von Scherschneidwerkzeugen. Semesterarbeit, Technische Universität München, 2014.
- Hammer, T.: Entwicklung eines modularen Konzeptes zur gezielten Einstellung der Normal- und Quersteifigkeit eines Scherschneidwerkzeugs. Masterarbeit, Technische Universität München, 2014.
- Giermann, M. M.: Einfluss der Reibung auf die wirkenden Kräfte beim Scherschneiden. Masterarbeit, Technische Universität München, 2014.