

Technische Universität München
Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen

**Beurteilung der Kantenbelastung beim Scherschneiden
höchstfester Stahlbleche mit Hilfe der Finiten-Element-Methode**

Tiziano Panico

Vollständiger Abdruck der von der
Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München
zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. W. Volk

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. Hoffmann (i. R.)
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. K. Stahl

Die Dissertation wurde am 22.09.2011 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 26.06.2012 angenommen.

Widmung

Meinen Großeltern.

München, im Juli 2012

Tiziano Panico

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Stand der Technik	3
2.1	Scherschneidprozess	4
2.1.1	Verfahrenseinteilung	4
2.1.2	Normalschneiden	4
2.1.3	Wirkprinzip der Spannungsüberlagerung beim Scherschneiden .	10
2.2	Blechwerkstoffe	11
2.2.1	Elasto-plastisches Werkstoffverhalten	11
2.2.2	Werkstoffversagen	12
2.2.3	Werkstoffverfestigung	14
2.2.3.1	Ausscheidungshärtung	14
2.2.3.2	Mischkristallhärtung	15
2.2.3.3	Twinning Induced Plasticity	15
2.2.4	Werkstoffauswahl	16
2.3	Werkzeugwerkstoffe	16
2.3.1	Schneidwerkzeugstähle	17
2.3.2	Verschleiß und Verschleißmechanismen	17
2.3.2.1	Abrasiver Verschleiß	18
2.3.2.2	Adhäsiver Verschleiß	20
2.3.2.3	Oxidationsverschleiß	20
2.3.3	Strukturelles Versagen	20
2.3.3.1	Versagen durch Überschreiten der Werkstofffestigkeit .	20
2.3.3.2	Versagen durch zyklische Entfestigung	21
2.4	Schneidsimulation mittels der Finite-Elemente-Methode	22
2.4.1	Simulationswerkzeug	23
2.4.2	Integrationsverfahren	24
2.4.3	Elementtypen und -auswahl	26
2.4.4	Elastisches und plastisches Werkstoffverhalten	28
2.4.5	Kontaktmodellierung	29

2.4.6	Versagensmodellierung	30
2.4.7	Versagenskriterien	31
2.4.8	Arbitrary Lagrangian-Eulerian Analyse	35
2.4.9	Modellbildung	35
2.5	Stochastische Analyse- und Interpolationsverfahren	36
2.5.1	Design of Experiment (DOE)	37
2.5.2	Taylor-Entwicklung	37
2.5.3	Kriging Approximation	38
2.6	Störgrößenanalyse	38
2.6.1	Analysemethode	38
2.6.2	Analyse	39
2.7	Bedarfsableitung	41
3	Aufgabenstellung und Zielsetzung	43
4	Lösungsweg	45
4.1	Versuchsplan	47
4.2	Versuchseinrichtungen	48
5	FE-Schneidanalyse	53
5.1	Modellbildung	53
5.1.1	Entwicklung eines parametrischen 2D-Schneidsimulationsmodells	53
5.1.2	Arbitrary-Lagrangian-Eulerian-Integration	57
5.1.3	Systemgrenzen	58
5.1.4	Konstruktionsabhängige Werkzeugsteifigkeit	58
5.1.5	Entwicklung eines 3D-Schneidsimulationsmodells	60
5.2	Simulation	61
5.2.1	Dynamik des Schneidens	61
5.2.1.1	Abbildung nichtlinearer Stößelgeschwindigkeiten	62
5.2.1.2	Analyse der Schneidspaltaufweitung	62
5.2.2	Entwicklung von Ergebnis- und Optimierungsgrößen	63
5.3	Virtueller Versuch	65
5.3.1	Parameteridentifikation	66

5.3.2	Grundlagenberechnungen	68
5.3.3	Versuchsergebnisse	68
5.3.3.1	Ermittlung der Schneidkräfte	69
5.3.3.2	Schneidspaltaufweitung	71
5.3.3.3	Rissbildung	75
5.3.3.4	Messerspannungen	78
5.3.3.5	Mantelflächenbeanspruchungen	79
5.3.3.6	Beschleunigungen und Pressenverformung in Arbeits- richtung	80
5.4	Optimierung der Messergeometrie	82
5.4.1	Erzeugung von Spannungsüberlagerungen	82
5.4.2	Design of Experiment	84
5.4.3	Auswertung und Interpretation	85
5.4.3.1	Schneiden mit schräger Messerstirnfläche	85
5.4.3.2	Schneiden mit vorseilender Zylindergeometrie	92
5.4.4	Optimierung von Prozessparametern	96
6	Experimentelle Verifikation der FE-Methode	99
6.1	Versuchswerkzeug und Messerformen	99
6.2	Versuchsdurchführung	100
6.3	Methode der Versuchsauswertung	102
6.3.1	Messung der Prozesskenngrößen	102
6.3.2	Messung der Bauteilqualität	105
6.4	Versuchsauswertung und Vergleich mit Simulationsergebnissen	105
6.4.1	Werkstoffkennwerte	105
6.4.2	Schneidkraftermittlung	106
6.4.3	Schneidspaltaufweitung	110
6.4.4	Schnittflächenkennwerte und Schnittkantenausbildung	112
6.4.5	Zusammenfassung	117
7	Zusammenfassung und Ausblick	119
8	Bildverzeichnis	123

9 Tabellenverzeichnis	129
10 Literaturverzeichnis	131
11 Anhang	143

Symbolverzeichnis

Formelzeichen	Bedeutung
a	Stirnflächenwinkel
b_E	Kanteneinzugsbreite
b_G	Schnittgratbreite
c_d	Schallgeschwindigkeit
D	Quersteifigkeit der Werkzeugkonstruktion
E	Elastizitätsmodul
F_{CShear}	Kontaktscherkraft
$F_{s,max}$	Maximale Schneidkraft
f_s	Fließscherfaktor
F_N	Kontaktnormalkraft
G	Schubmodul
H	Werkstoffhärte
h_B	Bruchflächenhöhe
h_E	Kanteneinzugshöhe
h_G	Schnittgrathöhe
h_S	Glattschnittthöhe
I	Vektor der inneren Kraft
K	Kompressionsmodul
L^e	charakteristische Elementlänge
l_s	Schnittlänge
M	Massenmatrix
P	Vektor der äußeren Kraft
R_m	Zugfestigkeit
$R_{p0.2}$	Streckgrenze
s	Blechdicke
Sh_{sum}	Verschleißkennzahl
Δt	Zeitschritt
Δt_{stabil}	stabiler Zeitschritt
ü	Knotenbeschleunigung
$\ddot{u}_{y,max}$	maximale Beschleunigung des Obermessers

Formelzeichen Bedeutung

$\mathbf{u}$	Verschiebungsvektor
$\dot{u}_z$	Stößelgeschwindigkeit
$\bar{u}_f^{pl}$	plastische Verschiebung
u_{rel}	relativer Schneidspalt
Δu	absolute Schneidspaltaufweitung
Δu_{max}	maximale absolute Schneidspaltaufweitung
V	Verschleißvolumen
α	Blechlagewinkel
β	Bruchflächenwinkel
γ	Scherung
ε	Dehnung
ε^{el}	elastischer Dehnungsanteil
ε^{pl}	plastischer Dehnungsanteil
ε_{kl}	Tensor der Dehnung
$\dot{\varepsilon}^{pl}$	Tensor der plastischen Dehnung
$\bar{\varepsilon}^{pl} _0$	Vorverfestigung
$\bar{\varepsilon}_{eq}^{pl}$	plastische Vergleichsdehnung
η	Spannungsmehrachsigkeit
Θ_s	Scherspannungsverhältnis
ν	Querkontraktionszahl
ρ	Dichte
σ_H	Hydrostatische Spannung
σ_v	Vergleichsspannung nach von Mises
$\sigma_{v,max}$	maximale Vergleichsspannung nach von Mises
φ_1	Hauptformänderung
φ_2	Nebenformänderung
ω_D	Statusvariable für Duktilversagen
ω_S	Statusvariable für Scherversagen

1 Einleitung

In der Entwicklung der Karosserietechnik ist ein klarer Trend in Richtung steigender Gesamtkarosseriesteifigkeit sowie -festigkeit erkennbar. Motivationen hierfür sind zunehmende Anforderungen im passiven Unfallschutz, steigende Antriebsleistungen und wachsende Ansprüche an die Fahrzeugdynamik. Diesen Herausforderungen begegnet man mit steifigkeitsoptimierten Bauteilgeometrien und steigenden Festigkeiten eingesetzter Stahl- und Aluminiumbleche.

Die prozesssichere Herstellbarkeit der Karosserieteile muss dabei zu jedem Zeitpunkt gewährleistet sein und stellt Werkzeugbauten sowie Presswerke vor immer neue Herausforderungen.

Ein Teilprozess in der Karosserieteilefertigung ist der Beschnitt und die Lochung umgeformter Blechteile. Mit höheren Festigkeiten der eingesetzten Blechwerkstoffe steigt die Anforderung an die Trennelemente in den Werkzeugen und mit ihr der Investitions- und Wartungsaufwand. Zusätzlich bedingen hoch- und höchstfeste Stahlgüten sekundäre Effekte wie z.B. den Schnittschlag, der eine hohe Belastung für das Gesamtsystem und damit ein bedeutendes wirtschaftliches Risiko darstellt [BH85, Sch96].

Die Quantifizierung der Belastung der Aktivelemente im Schneidwerkzeug gestaltet sich dahingehend schwierig, als dass zeitliche und räumliche Spannungsverhältnisse in Ober- und Untermesser in Realversuchen nicht direkt messbar sind. Zudem ist eine globale Untersuchung der Wirkung aller relevanten Einflussfaktoren auf den Schneidprozess aufgrund ihrer Vielzahl und der damit verbundenen Anzahl an erforderlichen realen Beobachtungen im Laborversuch sehr zeitaufwändig und kostenintensiv. Um die Wirkung dieser Einflüsse dennoch beurteilen zu können, bedarf es geeigneter Ersatzmodelle und Simulationen.

Durch die Einführung der Finite-Elemente-Methode (FEM) zur Prozessbeurteilung des Karosserieteilziehens im industriellen Umfeld konnten bedeutende Erfolge in der Reduzierung des Fertigungsaufwandes für Umformwerkzeuge und damit verbundene Kostenersparnisse erzielt werden. Die numerische Simulation erlaubt dabei weiterführende Einblicke in umformtechnische Prozesse und ermöglicht mit neuen Ersatz-

modellen eine Beurteilung der Schädigung des Werkstoffkontinuums. Spannungs- und Dehnungsniveaus in Blechwerkstoff und Werkzeug können bestimmt werden, noch bevor das reale Werkzeug gefertigt wird. Dem verantwortlichen Konstrukteur wird damit eine Auswahl der Werkstoffe und Vergütungsmethoden für die Werkzeugfertigung ermöglicht.

Die vorliegende Arbeit untersucht die Einsatzmöglichkeiten der Finite-Elemente-Methode im Bereich der Werkzeugbelastung durch das Scherschneiden nach *DIN 8588* bei der industriellen Großserienfertigung von Karosserieteilen [Deu03c]. Sie beleuchtet weiterhin die Möglichkeit, die FEM als Methode zur Optimierung veränderlicher Prozessparameter des Schneidprozesses anzuwenden.

2 Stand der Technik

Im Großserien-Fahrzeugbau werden Blechbauteile einer Rohkarosserie fast ausschließlich durch Umformen nach *DIN 8580* erstellt [Deu03a]. Die dominierende Fertigungsmethode ist hierbei das Ziehen von Stahl- und Aluminiumblechen mit starren Werkzeugen. Tiefziehen ist laut Definition das Zugdruckumformen eines Blechzuschnitts in einen einseitig offenen Hohlkörper oder das Zugdruckumformen eines vorgezogenen Hohlkörpers in einen solchen mit geringerem Querschnitt ohne gewollte Veränderung der Blechdicke [Deu03b]. Dies wird mit einem starren Werkzeug und einer Presse realisiert. Ein Umformwerkzeug für die Karosserieteilefertigung besteht in der Regel aus drei Teilen: dem Stempel, der entsprechenden Negativform (Matrize) und dem Blechniederhalter.

Die Fertigung von Struktur- und Außenhautkarosserieteilen erfolgt, wie in Bild 2.1 gezeigt, in mehreren Arbeitsschritten. Dabei wird die Platine nach der formgebenden ersten Stufe meist in zwei Arbeitsfolgen (AFO) beschnitten und gelocht. Der Beschnitt erfolgt in der Regel in Segmenten, um die Abfallausbringung zu erleichtern (vgl. Kap. 2.1.1). Lochungsabfälle werden durch Schachtsysteme und Abfallrutschen zum Schrott befördert. Es folgen im Regelfall noch ein bis zwei Nachform- und Abkantoperationen bis zur vollständigen Fertigstellung des Karosserieteils.

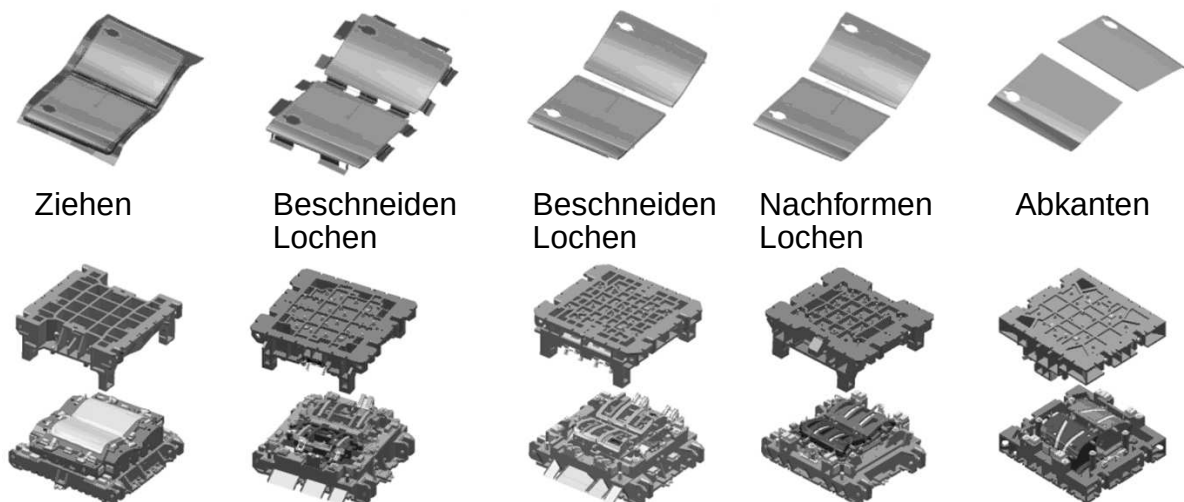


Bild 2.1: Arbeitsfolgen der 5-Stufenfertigung einer Türaußenhaut [Gro07]

2.1 Scherschneidprozess

2.1.1 Verfahrenseinteilung

Nach *DIN 8588* wird das Scherschneiden neben dem Messerschneiden, Beißschneiden, Spalten, Reißen und Brechen in die Untergruppe *Zerteilen* der Gruppe *Trennen* eingeordnet [Deu03c]. Das Zerteilen ist dabei definiert als das mechanische Trennen von Werkstücken ohne Entstehen von formlosem Stoff. Das Scherschneiden ist Zerteilen von Werkstücken zwischen zwei Schneiden, die sich aneinander vorbei bewegen. Diese Messer vollführen im Hub an der Beschnittlinie eine scherende Bewegung mit geringem Abstand und zerteilen auf diese Weise den Werkstoff.

Der Schnitt erfolgt *senkrecht* oder *ziehend*. Beim senkrechten Schnitt sind alle Stellen eines durchgehenden Messersegments zur selben Zeit im Werkstoffeingriff. Im Gegensatz dazu erfolgt beim ziehenden Schnitt die Werkstofftrennung durch Messerformen im Schräg-, Hohl- oder Dachschliff.

Weiterhin wird nach DIN 9870-2 unterschieden zwischen dem Schneiden mit offener bzw. geschlossener Schnittlinie. Das Ausschneiden sowie Lochen sind Verfahren mit geschlossener Schnittlinie. Sie unterscheiden sich nach ihrer Definition in der Erzeugung der Zielgeometrie. Während beim Ausschneiden eine Außenform erzeugt wird, dient das Lochen der Erzeugung einer Innenform. Das Abschneiden ist ein Verfahren zur Erzeugung offener Schnittlinien. Ein klassisches Beispiel für das Abschneiden ist die Herstellung von Blechplatten aus einem Blechcoil in der Verarbeitung dünner Metallbleche.

2.1.2 Normalschneiden

Eines der wirtschaftlich wichtigsten Verfahren bei der Herstellung von Karosserieteilen ist das Normalschneiden mit Niederhalter. Der schematische Aufbau eines solchen Werkzeugs wird in Bild 2.3 gezeigt. Vor dem eigentlichen Trennvorgang drückt der Niederhalter den Blechwerkstoff gegen die Schneidplatte. Die folgende Abwärtsbewegung des Stempels vollführt die Deformation und Trennung des Werkstoffs.

Durch Scherschneiden entstehen charakteristische Bauteilkanten. Zur Beurteilung der Qualität dieser Schnittflächen werden die Kriterien nach *VDI-Richtlinie 2906* [VDI94] herangezogen (vgl. Bild 2.2).

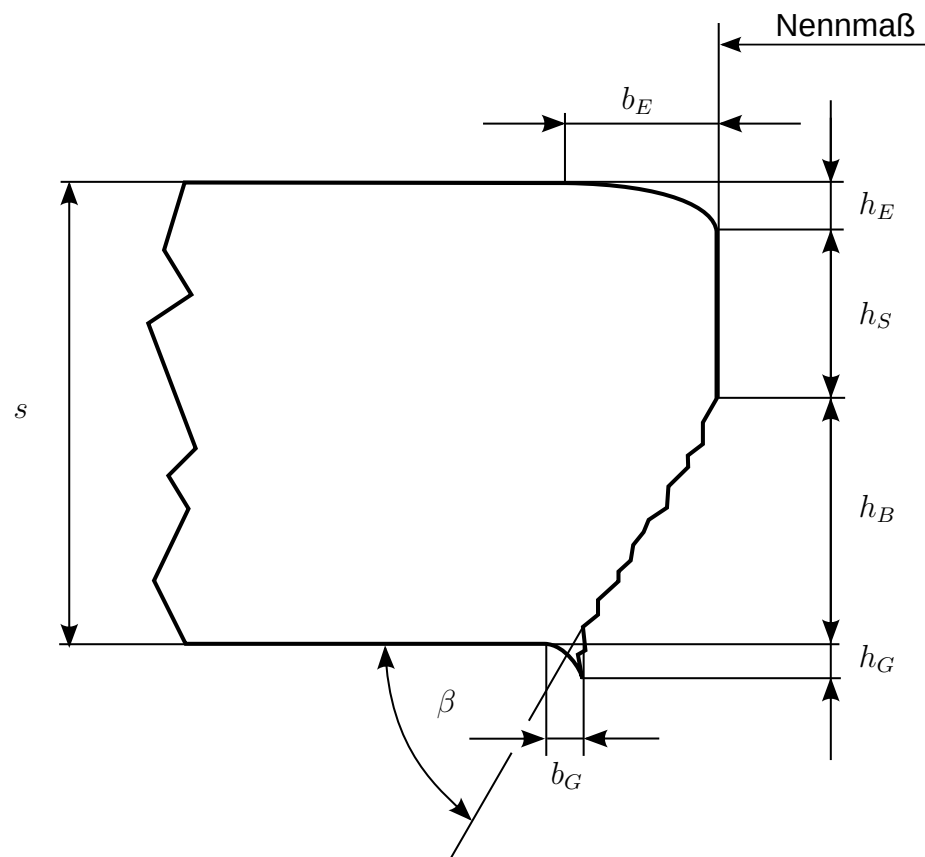


Bild 2.2: Schnittflächenausbildung nach VDI-Richtlinie 2906 [VDI94]

Die Schnittflächenkenngößen sind:

- Blechdicke: s
- Kanteneinziehungshöhe, -breite: h_E, b_E
- Glattschnitthöhe, -anteil: $h_S, h_S/s$
- Bruchflächenhöhe, -anteil: $h_B, h_B/s$
- Schnittgrathöhe, -breite: h_G, b_G
- Bruchflächenwinkel: β

In dieser Arbeit ist eine hohe Schnittflächenqualität durch eine geringe Kanteneinziehungshöhe h_E , Kanteneinzugsbreite b_E , Bruchflächenhöhe h_B , Schnittgrathöhe h_G , Schnittgratbreite b_G und eine große Glattschnitthöhe h_S charakterisiert. Der optimale Bruchflächenwinkel β beträgt 90° .

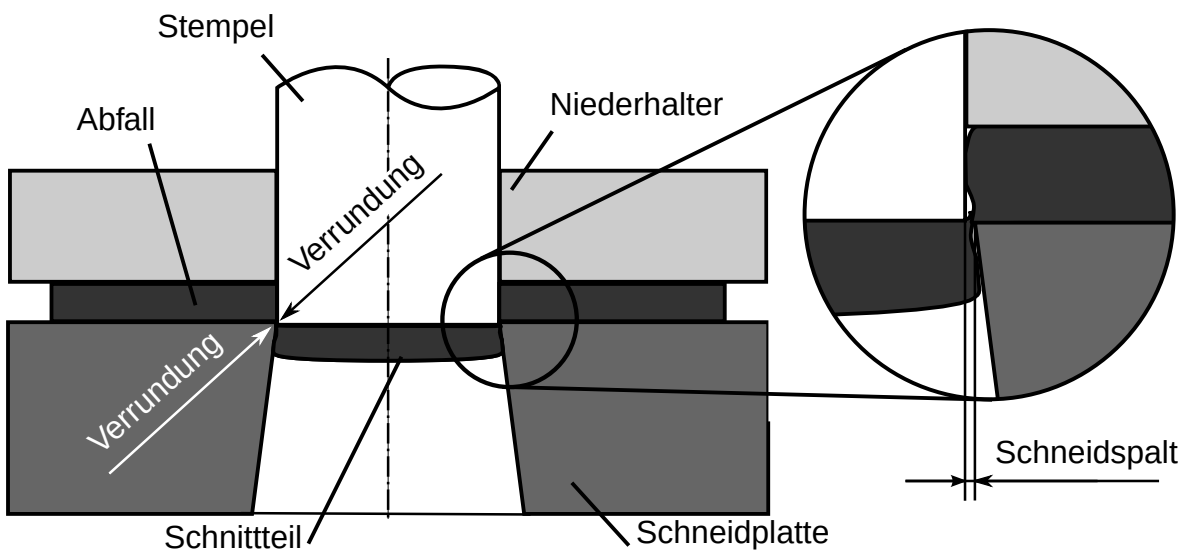


Bild 2.3: Normalschneidwerkzeug mit Niederhalter am Beispiel des Ausschneidens
[Deu69]

Die geforderte Schnittflächenqualität hängt maßgeblich von der Bedeutung der Schnittfläche als Funktionsfläche ab. Im Karosserieteilebau ist die Anforderung der Schnittfläche als Funktionsfläche in der Regel nicht gegeben. Hier spielen Aspekte wie Prozess- und Arbeitssicherheit eine tragende Rolle. So darf z. B. der Schnittgrat einen festgelegten, auf die Blechdicke bezogenen Wert nicht überschreiten. Wird dieser Wert dennoch überschritten, muss das scharfkantige Karosserieteil aufgrund von Verletzungsgefahr entweder in der weiteren Verarbeitung nachgearbeitet oder als Ausschuss ausgesondert werden.

Da in der vorliegenden Arbeit im Schwerpunkt das Schneidverfahren mit offener Schnittlinie untersucht wird, treten an die Stelle *Stempel* und *Schneidplatte* die Begriffe *Obermesser* und *Untermesser*.

Die zur Bauteiltrennung benötigte Kraft $F_{s,max}$, die am Obermesser wirken muss, ist eine bedeutende Größe für die Auslegung und Auswahl der verwendeten Schneidpresse. Bild 2.4 zeigt den charakteristischen Verlauf der Kraft über die Zeit beim Scherschneiden.

Der Verlauf kann in fünf Phasen unterteilt werden. Phase 1 beschreibt das Aufsetzen des Niederhalters auf der Blechoberseite. In Phase 2 beginnt die Deformation durch die fortschreitende Obermesserbewegung. Diese Deformation ist in Phase 2

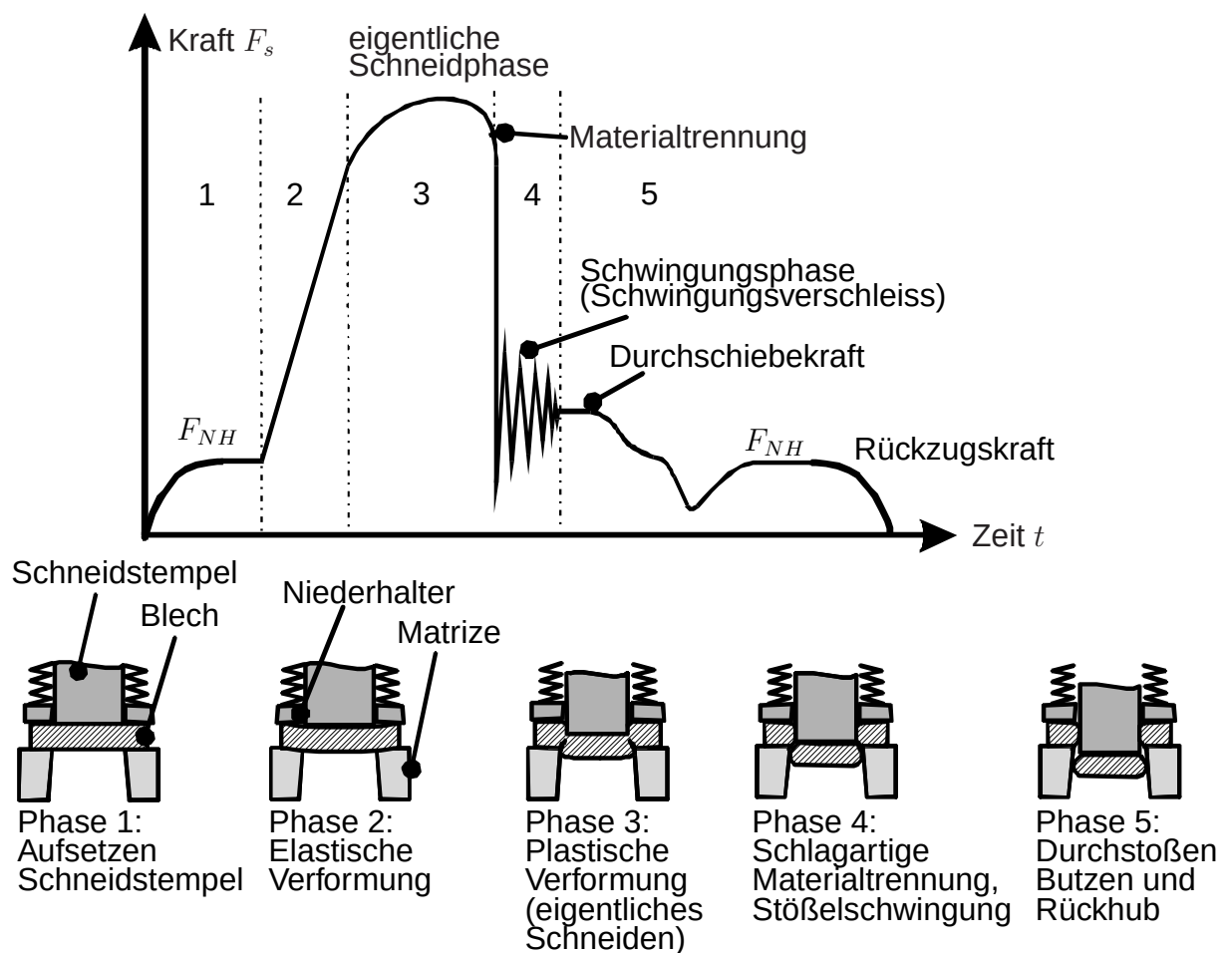


Bild 2.4: Kraft-Zeit-Verlauf beim Scherschneidvorgang [Sch90]

noch rein elastisch. Mit Einsetzen der plastischen Deformation des Blechwerkstoffs zu Beginn von Phase 3 erfolgt ein weiterer Kraftanstieg. Die Stoßelgeschwindigkeit wird durch die Reaktionskraft des Werkstoffs reduziert und in der Presse sowie im Werkzeug in elastischer Form als potenzielle Energie gespeichert. Das Blech beginnt in der Schnittzone abzuscheren. Im Übergang von Phase 3 zu Phase 4 bildet sich aufgrund des erschöpften Umformvermögens ein fortschreitender Riss aus, der den Werkstoff vollständig trennt. Die im System gespeicherte potenzielle Energie wird frei, beschleunigt das Obermesser und induziert eine Schwingung. Diese Energiefreisetzung wird als *Schnittschlag* bezeichnet. Der Schnittschlag ist ein Phänomen mit negativen Auswirkungen auf Werkzeug und Presse, da unkontrollierte Schwingungen in und quer zur Arbeitsrichtung auftreten. Diese Impulse führen zu hohen systemischen Belastungen im Schneidwerkzeug, an Treiber-Schieber-Systemen und am Antriebsstrang der Presse. Phase 5 kennzeichnet das Durchstoßen des Butzens

und die Rückzugkraft [Sch90].

Der maximale Kraftwert $F_{s,max}$ kann für Stahl- und Aluminiumwerkstoffe in guter Näherung mit der Gleichung (2.1) aus dem Produkt der Schnittlänge l_s , der Blechdicke s , der Zugfestigkeit des Werkstoffs R_m sowie dem einheitenlosen, empirischen Fließscherfaktor f_s bestimmt werden. Der Fließscherfaktor f_s liegt nach bisherigem Wissensstand je nach den vorliegenden Bedingungen zwischen 0,6 und 1,2 [Tim56a]. Bei geraden Schnitten für Stahlwerkstoffe wird überschlägig ein Wert von 0,8 angenommen [FS06].

$$F_{s,max} = l_s \cdot s \cdot R_m \cdot f_s \quad (2.1)$$

Bild 2.5 zeigt die auftretenden Kräfte an den Schneidkanten. Neben der Stempelpkraft F_s und den resultierenden Kräften in Normalenrichtung F_H , F_V , F'_H und F'_V entstehen die Reibkräfte μF_H , μF_V , $\mu F'_H$ und $\mu F'_V$ durch eine Reibbewegung des Blechwerkstoffs entlang der Stirn- und Mantelflächen von Ober- und Untermesser. Aus dem Versatz der Kräfte F_V und F'_V , der direkt aus dem Schneidspalt u_{rel} resultiert (vgl. Kap. 2.1.2), entsteht das Moment M , das zu einer Verwölbung des Werkstücks sowie des entstehenden Abfalls führen kann.

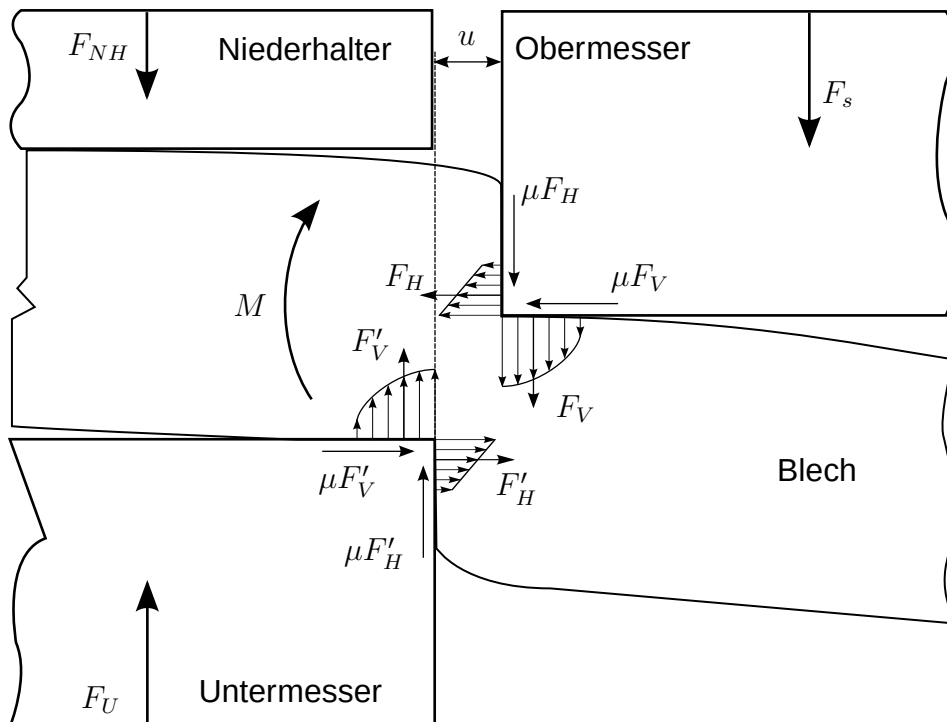


Bild 2.5: Kräfte und Momente beim Scherschneiden nach [Rom65]

Der relative Schneidspalt u_{rel} ist gemäß VDI 3368 der gleichmäßige Abstand zwischen den Schneidkanten des Stempels und der Schneidplatte bei eingetauchtem Stempel (vgl. Bild 2.5). Der in Prozent der Blechdicke angegebene Wert beträgt beim Normalschneiden von Stahl und Aluminium zwischen 2% und 30%. Dem Schneidspalt u_{rel} kommt als Prozessparameter besondere Bedeutung zu, da er das Schnergebnis sowie die Messerbeanspruchung maßgeblich beeinflusst. *Hoogen* beschreibt in [Hoo99] die Zusammenhänge wie folgt: Laut *Timmerbeil*, *Buchmann* und der *VDI-Richtlinie 3368* ist ein Wert von 2% bis 3,5% der Blechdicke s für ein optimales Schneidergebnis empfohlen [Tim56b, Buc61, VDI82]. Mit steigendem Wert für den relativen Schneidspalt u_{rel} wächst die Grathöhe h_G [Tim56b, Buc61, BP66, Pet56]. Der Werkstoff vollzieht durch einen größeren Schneidspalt eine geringere Gefügeverformung, wodurch eine größere Eindringtiefe des Obermessers bis zur Werkstofftrennung erforderlich ist [Tim56b]. Bei kaltgewalzten Feinblechen gehen *Neumann*, *Schenk*, *Pröb* und *Bühler* von einem Grathöhenminimum in einem bestimmten Schneidspaltbereich aus. Demnach erreicht die Grathöhe h_G bei 8% bis 13% ein Minimum, um mit wachsendem Schneidspalt wieder stark zuzunehmen [Neu79, SP77, BP71].

Ein lineares Ansteigen der Kanteneinzugshöhe h_E und -breite b_E mit zunehmendem Schneidspalt u_{rel} (vgl. Kap. 2.1.2) hat *Pfaff* nachgewiesen [Pfa72]. Zusätzlich wird ein Zusammenhang zwischen dem Glattschnittanteil $\frac{h_S}{s}$ und dem Schneidspalt u_{rel} beobachtet. *Schmoeckel* und *Timmerbeil* wiesen eine Zunahme des Glattschnittanteils $\frac{h_S}{s}$ und damit eine Abnahme des Bruchflächenanteils $\frac{h_B}{s}$ mit Verkleinerung des relativen Schneidspalts u_{rel} nach [Tim56b, Lan08].

Ein weiterer bedeutender Einflussfaktor ist die Geometrie der Schneidkanten. Üblicherweise werden Schneidkanten nach ihrer Fertigung scharf geschliffen und die Kanten gebrochen. Im neuwertigen Zustand ergibt sich aufgrund von Fertigungstoleranzen üblicherweise ein Kantenradius von 15 bis 50 μm .

Durch Verschleiß (vgl. Kap. 2.3.2) erleiden die Messerschneidkanten mit zunehmender Hubzahl einen Werkstoffverlust. Durch die Relativbewegung des Blechwerkstoffs verrunden die Schneidkanten zunehmend (vgl. Bild 2.6). Mit zunehmender Verrundung der Schneidkante erhöht sich in der Folge der effektive Wert für den relativen Schneidspalt u_{rel} und damit die Grathöhe [Tim56b, Neu79, Lan08]. Die Grathöhe h_G am ausgeschnittenen Werkstück wird durch die Geometrie der Schneidkante

am Obermesser beeinflusst, während die Grathöhe h_G des gelochten Blechs vom Zustand der Schneidplattenkante abhängt [Fri02].

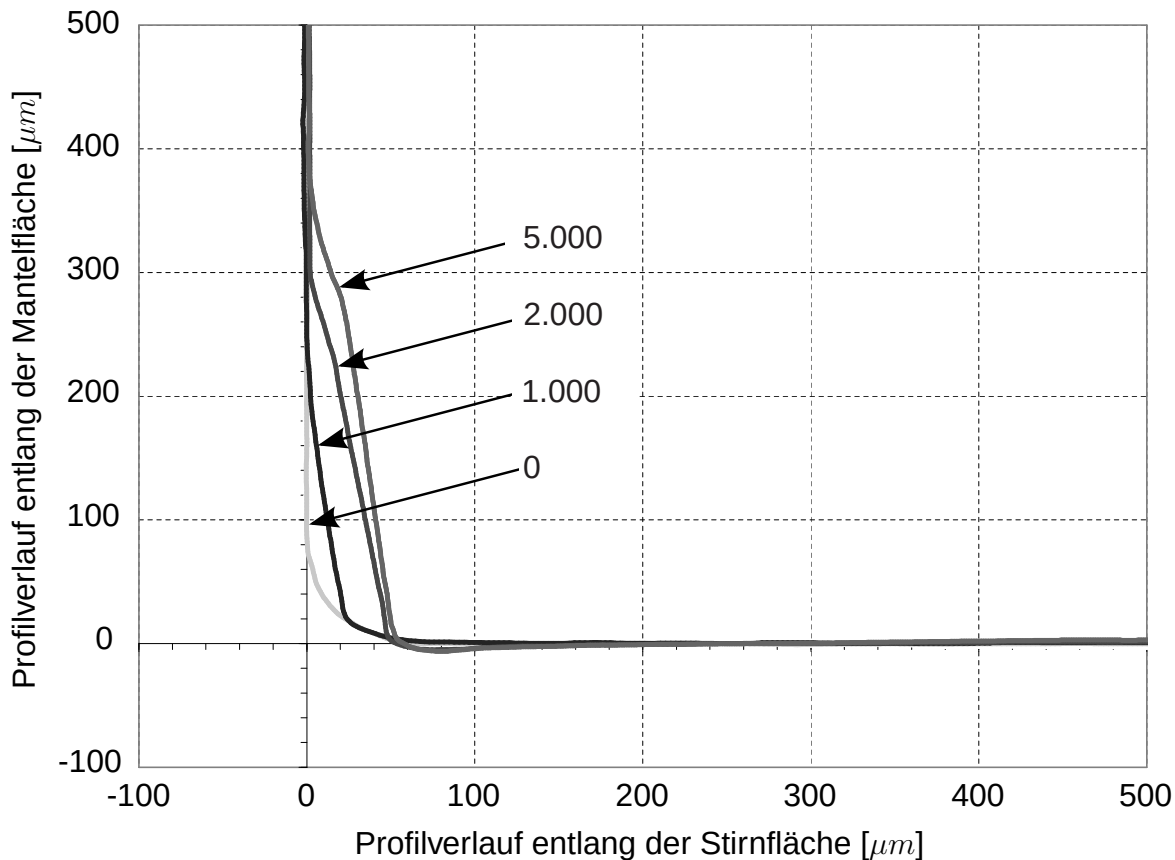


Bild 2.6: Charakteristischer, hubzahlabhängiger Schneidkantenverschleiß, Werkzeugstahl: 1.2379, Blechwerkstoff: 22MnB5 [HP07]

2.1.3 Wirkprinzip der Spannungsüberlagerung beim Scherschneiden

Ein Spezialverfahren des Scherschneidens, das beim Zerteilen höchstfester Stähle zum Einsatz kommt, ist das Schneiden mittels Überlagerung von Zug-, Druck- und Scherspannungen im Werkstück. Das Schneiden martensitischer, nicht duktiler Warmumformstähle wie dem Werkstoff 22MnB5 mit Hilfe von Spannungsüberlagerung wird nach [SPGCK06] im Folgenden beschrieben. Bei diesem Verfahren erfolgt eine Vorbiegung des Werkstoffs in der Trennzone. Die Vorbiegung des Blechs kann unmittelbar vor der Durchführung des Schneidvorgangs erfolgen. Dazu kann am eigentlichen Schneidwerkzeug ein Vorsprung vorgesehen sein, der bei Durchführung des Schneidvorgangs, kurz bevor die Schneidkante des Schneidwerkzeugs auf das Blech trifft, bereits auf dem Blech aufsetzt. In diesem Fall sind der Abstand des Vor-

sprungs von der Schneidkante und die Voreilung in Bezug auf die Schneidkante so gewählt, dass die Zugspannung in dem zu trennenden Blech an der Schnittkontur die blechtypische Fließspannung gerade noch nicht erreicht hat, wenn die Schneidkante auf das Blech auftrifft. Dazu hat es sich als zweckmäßig herausgestellt, dass der Abstand zwischen der Schneidkante und dem Vorsprung in einem Größenbereich liegt, der auf die Blechdicke und die Größe des Vorsprungs abgestimmt ist.

2.2 Blechwerkstoffe

2.2.1 Elasto-plastisches Werkstoffverhalten

Bleche aus Stahl, wie sie im heutigen Karosseriebau eingesetzt werden, durchlaufen während des Trennens folgende Arten der Verformung: die elastische Dehnung, die plastische Dehnung und schließlich das Versagen [SW96].

Bei Stahl besteht zwischen der Spannung und der elastischen Verformung ein linearer Zusammenhang, der durch das Hookesche Gesetz beschrieben wird:

$$\sigma_{ij} = \sum_{kl} c_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl} \quad (2.2)$$

σ_{ij} bzw. ε_{kl} sind die Komponenten des dreidimensionalen Spannungs- und Dehnungstensors und c_{ijkl} die elastischen Konstanten des zugrundeliegenden Werkstoffs. Unter der Annahme eines einachsigen Spannungszustandes und eines isotropen Werkstoffverhaltens ergeben sich für die Normalspannung σ und die Schubspannung τ folgende Gesetzmäßigkeiten:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (2.3)$$

$$\tau = G \cdot \gamma \quad (2.4)$$

Die Dehnung ε ist dabei die Längenänderung bezogen auf die Ausgangslänge, während sich die Scherung γ aus dem Arcustangens des Verhältnisses der Verschiebung in Schubrichtung zur Ausgangslänge ergibt. In den Gleichungen (2.3) und (2.4) wurden die Werkstoffkonstanten des Elastizitätsmoduls E sowie des Schubmoduls G eingeführt. Der Schubmodul kann unter Annahme der Volumenkonstanz während der Verformung über die Querkontraktionszahl ν in den Elastizitätsmodul überführt

werden (vgl. Gl. (2.5)).

$$\nu = \frac{E}{2G} - 1 \quad (2.5)$$

Tabelle 2.1 zeigt charakteristische mittlere Werkstoffkennwerte für die Berechnung der elastischen Dehnung von Stahl.

Werkstoff	E [kN/mm ²]	G [kN/mm ²]	ν [-]
Stahl	210	80	0,30

Tabelle 2.1: Charakteristische Werkstoffkonstanten für elastische Dehnungen [BG97]

Für weiterführende Beschreibung des anisotropen elastischen Werkstoffverhaltens vgl. [SW96, Blu94, BG97, ST90].

Wird eine bestimmte, werkstoffabhängige Spannung überschritten, tritt im Anschluss an die elastische eine bleibende plastische Verformung auf. Diese plastische Verformung beruht vor allem auf der irreversiblen Bewegung von Versetzungen in der Gitterstruktur des kristallinen Werkstoffs [SW96].

2.2.2 Werkstoffversagen

Das plastische Formänderungsvermögen von Blechwerkstoffen ist begrenzt. Wird die kritische Dehnung erreicht, tritt Werkstoffversagen in Form von Bruch auf. Der Bruch ist als vollständiges Versagen von Werkstoffzusammenhalt definiert. Ihm gehen die Rissbildung sowie der Rissfortschritt voraus, wobei das Versagen nach Arten unterschieden werden kann. Schatt definiert in [SW96] folgende Versagensarten (vgl. Bild 2.7):

- a) transkristalliner Spaltbruch
- b) interkristalliner Spaltbruch
- c) duktiler Bruch durch Hohlraumbildung und -koaleszenz
- d) vollständige Einschnürung
- e) Scherbruch

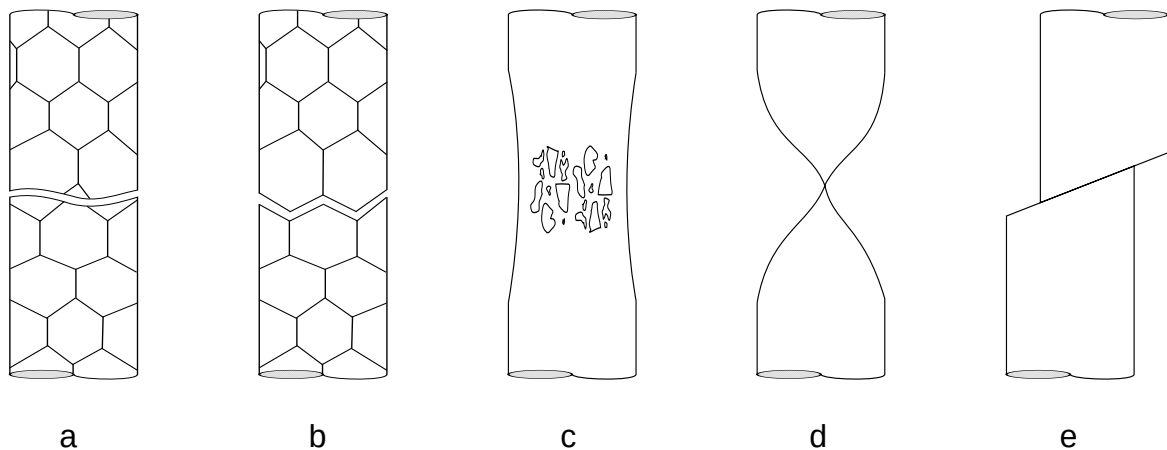
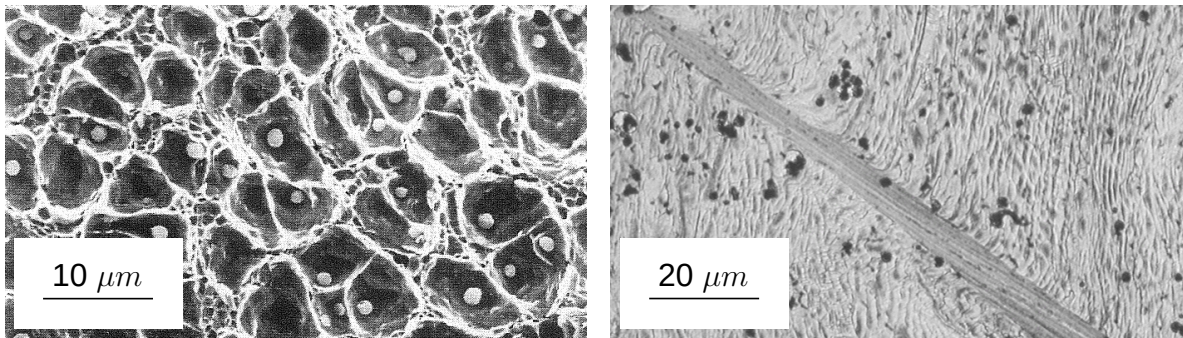


Bild 2.7: Brucharten an einem einachsigen, quasistatisch beanspruchten Zugstab nach [SW96]

Jeder Werkstoff besitzt eine theoretische Trennfestigkeit, die von den Bindungskräften zwischen den Atomen bzw. Molekülen und der Temperatur bestimmt wird. Dieser theoretische Wert wird aber im Regelfall bei weitem nicht erreicht, da die auf den verschiedenen Strukturniveaus existierenden Fehlstellen die zum Bruch führende Rissausbreitung wesentlich erleichtern [SW96].

Beim Schneidprozess treten an höherfesten Stahlblechen in der Trennzone hauptsächlich zwei Arten des Versagens auf. Diese sind zum einen der duktile Bruch und zum anderen der Scherbruch. Der duktile Bruch zeichnet sich im Anfangsstadium durch die Bildung von Hohlräumen aus. Mit steigender Dehnung des Werkstoffs erfolgt eine Vergrößerung der Hohlräume und ein schließlicher Zusammenschluss, die Koaleszenz. Die Bildung der Hohlräume erfolgt dabei an Fehlstellen im Werkstoff, da hier die Bindungskräfte verhältnismäßig gering sind. Das entstehende Oberflächenmuster ist wabenförmig (vgl. Bild 2.8 (a)).

Das Scherbruchversagen zeichnet sich durch die Lokalisierung eines Scherbandes aus, das als Gleitebene fungiert (vgl. Bild 2.8 (b)). Die Scherbandausbreitung erfolgt dabei kristallographisch undefiniert durch Körner unterschiedlicher Orientierung hindurch. Die Korngrenzen stellen für die Scherbandausbreitung kein Hindernis dar [Blu01].



(a) Wabenförmiger Duktilbruch [SW96]

(b) Scherbandausbildung [Blu01]

Bild 2.8: Versagensarten

2.2.3 Werkstoffverfestigung

Bei metallischen Werkstoffen geht die plastische Verformung in der Regel mit einer Verfestigung und einer Abnahme des Formänderungsvermögens einher. Einen Überblick über Verfestigungsmechanismen gibt *Fritsch* [Fri02]. Im Detail sind diese Mechanismen nachzulesen in [Blu94, BG97, Hil50, SW96, ST90].

Die Eigenschaften hoch- und höchstfester Stahlwerkstoffe werden durch verschiedenartige Legierungszusammensetzungen und Gefügezustände erreicht. Die gängige Bildung der Werkstofffamilien höher- und höchstfester Stahlwerkstoffe erfolgt ebenfalls nach deren Legierungsbestandteilen und Gefügezusammensetzungen sowie dem dominanten Effekt für die Verfestigung und ihrem Herstellverfahren. In dieser Arbeit untersuchte Werkstofffamilien sind:

- Mikrolegierte Stähle
- TWIP-Stähle (Twinning Induced Plasticity)
- Komplexphasenstähle

2.2.3.1 Ausscheidungshärtung

Mikrolegierte Stähle enthalten 0,01 bis 0,1 Massenprozent an Aluminium, Niob, Vanadium oder Titan. Durch diese Zulegierung sowie gezielte Abkühlung wird eine Bildung von Karbiden und Nitriden erreicht, die Versetzungsbewegungen behindern. Zusätzlich wird eine hohe Kornfeinung erzielt, was einer Zunahme von Korngrenzen gleichkommt. Diese behindern ebenfalls Versetzungsbewegungen ohne dabei die Duktilität des Werkstoffs zu reduzieren. Das Gefüge von mikrolegierten Stählen ist ferritisch bzw. ferritisch-perlitisch.

2.2.3.2 Mischkristallhärtung

Komplexphasenstähle erlangen ihre Festigkeit durch die Bildung von Mischkristallgefügen. Sie weisen Ferrit-, Bainit- sowie Martensitgefügebestandteile auf. Durch eine feine Gefügestruktur und eine zusätzlich Ausscheidungshärtung von Karbiden und Nitriden werden in der Regel höhere Festigkeiten erreicht als z. B. bei Dualphasenstählen.



Bild 2.9: Gefügezusammensetzung von Komplexphasenstählen [Gro07]

Bild 2.9 zeigt exemplarisch die Gefügestruktur von Komplexphasenstählen. Detaillierte Kennwerte zu einzelnen Werkstoffen können weiterführender Literatur entnommen werden, z. B. [Bra07, BS08, Got01].

2.2.3.3 Twinning Induced Plasticity

Bei neuartigen Stählen mit einem hohen Anteil an Mangan kann unter Verformung der TWIP-Effekt (Twinning Induced Plasticity) beobachtet werden. Dabei bilden sich im Austenit-Gefüge unter Verformung sog. Zwillingsgrenzen aus (vgl. Bild 2.10), die für eine hohe Duktilität des Werkstoffs mit Bruchdehnungen bis zu 1000% sorgen [Sch04]. Durch die Zulegierung von Mangan wird die erforderliche Stapelfehlerenergie zur Zwillingsgrenzenbildung soweit gesenkt, dass diese bei plastischer Dehnung im Austenitgefüge noch vor der Umwandlung von Austenit in Martensit stattfindet [Tam82, RP77].

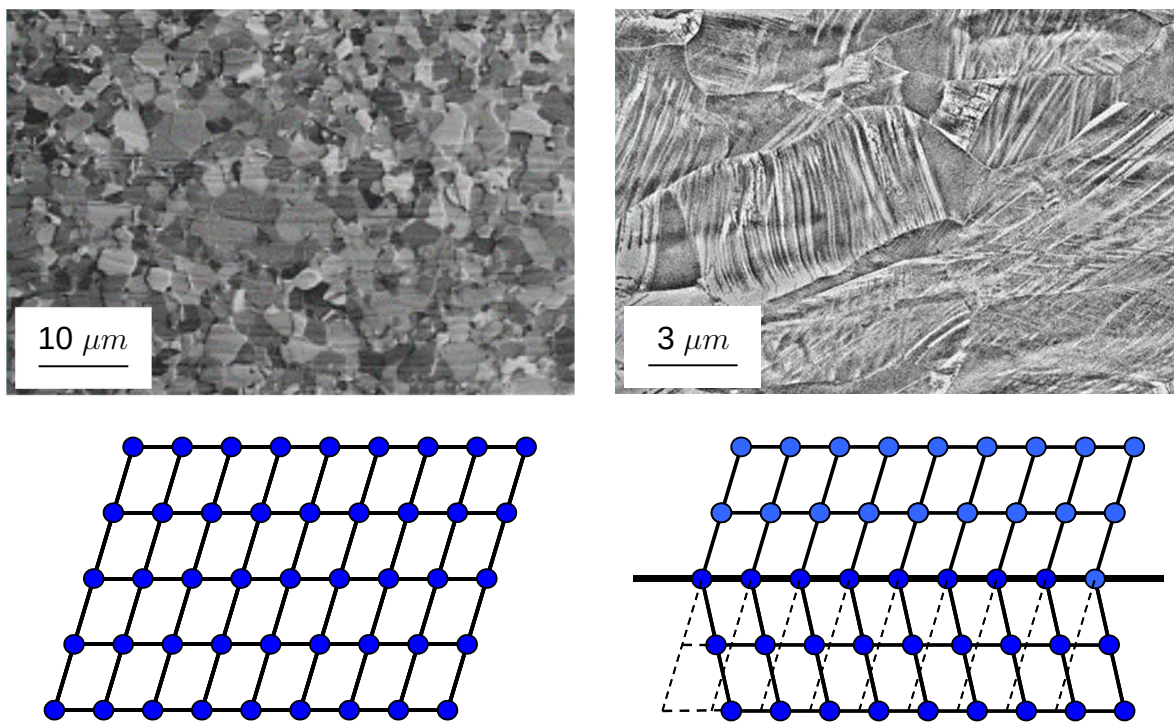


Bild 2.10: Unverformtes Austenitgefüge (links) und verformtes Gefüge mit Zwillingsgrenzenbildung (rechts) im Werkstoff HC 500 X-IP [Gro07]

2.2.4 Werkstoffauswahl

Tabelle 2.2 zeigt eine Auswahl von Werkstoffen aus jeder der genannten Gruppen, die im Forschungsvorhaben zur Anwendung kommen. Sie zählen zu den gebräuchlichsten hochfesten Stahlsorten im Fahrzeugkarosseriebau. Eine Sonderstellung nimmt der Werkstoff HC 500 X-IP ein.

Werkstoff	Familie	R_{p02} [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]
HD 680 C	Komplexphasen-Stahl	760	890
HC 420 LAD	Mikrolegierter Stahl	440	520
HC 500 X-IP	TWIP-Stahl	500	1120

Tabelle 2.2: Werkstoffauswahl zur numerischen Schneidprozessuntersuchung

2.3 Werkzeugwerkstoffe

Der Werkzeugwerkstoff wird idealerweise immer so gewählt, dass die Maximalspannungen im Schneidprozess nicht die Fließgrenze des Werkzeugwerkstoffs erreichen. Trotzdem kann mit zunehmender Hubzahl Versagen an den Messerleisten beobachtet werden. Dieser Vorgang kann entweder kontinuierlich oder unvermittelt vonstat-

ten gehen. Im kontinuierlichen Fall spricht man von Verschleiß, ansonsten von Ausbruch durch Oberflächenzerrüttung oder Bruch der Messerleisten. Die Auswirkungen sind dabei eine unvollständige Zerteilung des Werkstücks oder zumindest eine Verschlechterung der Schnittkantenqualität, die im Extremfall zum Ausschuss führt. Im Folgenden werden typische Werkzeugwerkstoffe mit ihren Versagensarten beim Schneiden sowie deren Ursachen beschrieben.

2.3.1 Schneidwerkzeugstähle

Werkzeugstähle, die zum überwiegenden Teil beim Schneiden und Stanzen höherfester Karosseriewerkstoffe eingesetzt werden, sind ledeburitische Chromstähle mit 1,5 bis 2 % Kohlenstoff, 4 bis 12 % Chrom und Zusätzen von Molybdän, Wolfram und Vanadium, die bis zu 20 % Karbide enthalten. Zum Schneiden und Stanzen eignen sich auch Stahlsorten, die für Zerspanungszwecke verwendet werden wie z. B. Schnellarbeitsstähle. Bei pulvermetallurgisch erzeugten Stählen wendet man zum Schneiden und Stanzen verschleißbeständigere Legierungen mit 4 bis 10 % Vanadium an [BG97]. Ziel ist das Erreichen eines möglichst großen Härteunterschiedes zwischen Blech- und Werkzeugwerkstoff. Der Härteunterschied bestimmt maßgeblich die Beständigkeit gegen Verschleiß des Messerwerkstoffs im späteren Produktionsprozess.

Aktuelle Werkzeugstähle für die Schneidmesserfertigung zum Trennen höher- und höchstfester Stähle sind in Tabelle 2.3 aufgelistet.

Werkstoff	Werkstoffanalyse [%]					
	C	Si	Mn	Cr	Mo	V
1.2379	1,55	0,25	0,35	11,8	0,8	0,95
1.2358	0,6	0,35	0,8	4,5	0,5	0,25
Dörrenberg CP4M®	0,6	-	-	5	+	+
Böhler K360 Isodur®	1,25	0,9	0,35	8,75	2,7	1,18

Tabelle 2.3: Chemische Zusammensetzung von Schneidwerkzeugstählen für das Zerteilen höher- und höchstfester Stahlbleche

2.3.2 Verschleiß und Verschleißmechanismen

Verschleiß ist definiert als der fortschreitende Werkstoffverlust aus der Oberfläche eines festen Körpers (Grundkörper), hervorgerufen durch mechanische Ursachen,

d.h. Kontakt- und Relativbewegung eines festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörpers [Deu79]. Ergänzend muss erwähnt werden, dass neben Werkstoffverlust auch Werkstoffauftrag, Werkstoffverlagerung sowie eine hervorgerufene Änderung der Werkstoffeigenschaften zu den möglichen Verschleißzuständen zu zählen sind [Lan90]. Bild 2.11 zeigt exemplarisch die möglichen Verschleißformen anhand eines Schneidstempels.

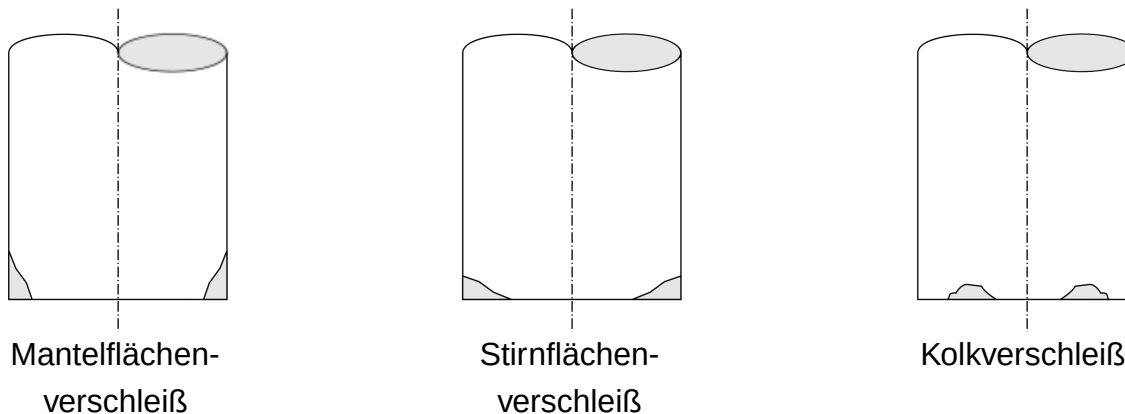


Bild 2.11: Verschleißformen am Schneidstempel

Die quantitative Bewertung des Verschleißes erfolgt anhand von Verschleißkenngrößen, die die Abweichung zur Ursprungsgeometrie beschreiben (Bild 2.12). Dem Verschleiß liegen in den meisten Fällen mehrere Ursachen zugrunde, die als Verschleißmechanismen bezeichnet werden.

Unter Verschleißmechanismen versteht man die im Oberflächenbereich der Elemente eines Tribosystems ablaufenden physikalischen und chemischen Vorgänge [Lan90]. Verschleißmechanismen, die beim Schneidvorgang prinzipiell auftreten können, sind [Loi03, BH85]:

- abrasiver Verschleiß
- adhäsiver Verschleiß
- Oxidationsverschleiß

2.3.2.1 Abrasiver Verschleiß

Durch die Verformung des Blechwerkstoffs durch das Obermesser fließt abhängig von Prozessparametern mehr oder weniger Blechwerkstoff entlang der Stirn- und

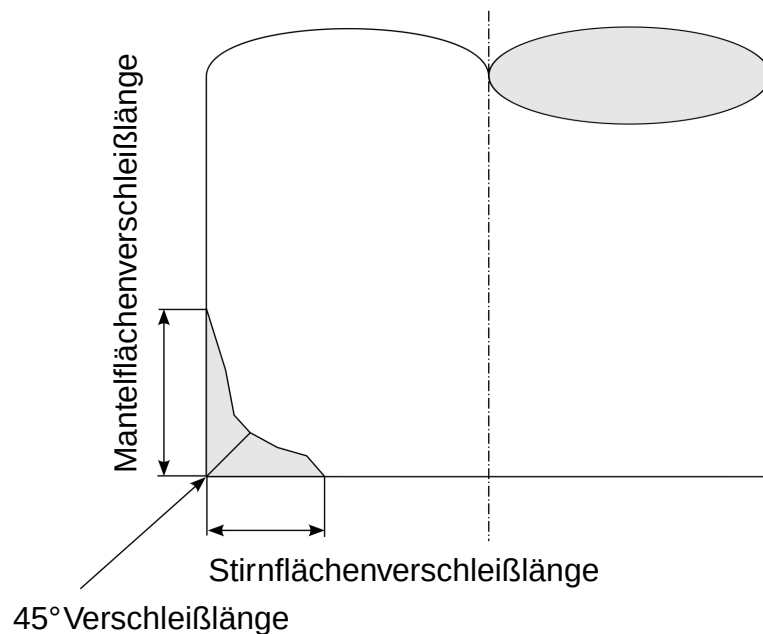


Bild 2.12: Verschleißkenngrößen am Schneidstempel

Mantelflächen in den Schneidspalt. Infolgedessen entsteht eine Normalkraft auf die Messerflächen in Kombination mit einer Relativbewegung. Diese bewirken einen Mikrozerspanungsvorgang, der Werkstoffpartikel aus der Oberfläche herauslöst, welche wiederum eine weitere Abrasion bewirken können [Lan90]. Der Widerstand eines Werkstoffs gegen abrasiven Verschleiß nimmt mit erhöhter natürlicher Härte der Oberfläche zu. Archard stellte in [Arc53] fest, dass der Werkstoffverlust V am Reibkörper proportional zum Produkt aus Gleitweg s , der Normalkraft F_N sowie dem Kehrwert der Härte H des Reibkörpers ist (vgl. Gl. (2.6)).

$$V \sim \frac{s \cdot F_N}{H} \quad (2.6)$$

Der Gleitweg beim Schneidvorgang entspricht dem Zweifachen (Hub und Rückhub) der Blechdicke sowie dem Überfahrweg von Obermesser zu Untermesser. Die Kontaktnormalkraft ergibt sich aus dem Fließverhalten des Blechwerkstoffs in der Trennzone, seinem Elastizitätswert sowie seinem Plastifizierungsverhalten. Aus Schwingungen quer zur Arbeitsrichtung infolge von Schnittschlag resultieren Impulse, die den Mantelflächenverschleiß zusätzlich verstärken. Bild 2.13 (a) zeigt einen verstärkten abrasiven Verschleiß der Messerkante im Bereich der Blechkanten, da die Platine infolge des Zerteilprozess an ihrer Blechkanten eine erhöhte Endhärte besitzen.

2.3.2.2 Adhäsiver Verschleiß

Bei adhäsivem Verschleiß entstehen Grenzflächen-Haftsichten zwischen sich berührenden Körpern. Deren chemische Bindungen können dabei untereinander so stark werden, dass diese bei einer weiteren Relativbewegung bestehen bleiben und der weichere Werkstoff im Inneren absichert. Es findet eine Werkstoffübertragung statt, die als *Kaltverschweißung* bezeichnet wird. Die Stärke der Adhäsion ist abhängig von der Anzahl der sich bildenden Mikrokontakte in den rauen Oberflächen der Kontaktpartner sowie von der Größe der Bindungskräfte und damit der Fließspannung der an den Kontaktflächen angrenzenden Kristalle [Lan90, BG97]. Außerdem muss eine ausreichend hohe Affinität der Reibpartner (z.B. Stahl auf Stahl) vorhanden sein, was beim Schneidprozess grundsätzlich gegeben ist [Loi03].

2.3.2.3 Oxidationsverschleiß

Oxidationsverschleiß - auch bezeichnet als *tribochemische Reaktionen* - liegt beim Schneiden vor, wenn bei den metallischen Reibpartnern durch Oxidation spröde Korrosionsschichten entstehen, aus denen Partikel leicht herausgetrennt werden können und dann als lose Verschleißteilchen vorliegen. Oxidationsverschleiß setzt bevorzugt an scharfen Ecken und Kanten der Messer beim Schneiden dünner, harter Blechwerkstoffe ein [Loi03, Lan90, BG97].

2.3.3 Strukturelles Versagen

Neben dem kontinuierlichen Versagen der Schneidmesser durch Verschleiß kann Ausbruch- bzw. Bruchversagen auftreten. Dabei ist zwischen Versagen durch unmittelbare Überbelastung und kontinuierliche Schwell-/Wechselbelastung des Schneidmesserwerkstoffs zu unterscheiden [SW96].

2.3.3.1 Versagen durch Überschreiten der Werkstofffestigkeit

Kommt es prozessbedingt zur Überschreitung der maximalen werkstoffabhängigen Zug- oder Druckfestigkeit, tritt Werkstoffversagen in Form von Bruch oder Ausbruch der Schneidkanten auf. Zur Beurteilung des Versagensrisikos wird eine vom Werkstoff abhängige Vergleichsspannung mit der aus einem uniaxialen Zug- und Druckversuch ermittelten Festigkeit verglichen. Die Zug- und Druckversuche werden nach *DIN EN 10002-1*, *DIN 50125* sowie *DIN ISO 4506* durchgeführt [Deu01, Deu04, Deu91]. Tabelle 2.4 zeigt mittlere Zug- und Druckfestigkeiten des Schneidwerkzeugstahls 1.2379 (X155CrVMo12-1) in Abhängigkeit seiner Härte.

Härte [HRC]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Druckfestigkeit [N/mm ²]
56	2070	2700
60	2300	2960
62	2460	3100

Tabelle 2.4: Härteabhängige Zug- und Druckfestigkeiten des Werkstoffs 1.2379 [Fic06]

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x\sigma_y - \sigma_x\sigma_z - \sigma_y\sigma_z + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)} \quad (2.7)$$

Die Vergleichsspannung nach *von Mises* wird über Gleichung (2.7) ermittelt [BG97]. Es wird davon ausgegangen, dass bei Überschreiten der errechneten Vergleichsspannung über die werkstoffabhängige Zug- oder Druckfestigkeit je nach Lastfall der Werkstoffzusammenhalt versagt.

2.3.3.2 Versagen durch zyklische Entfestigung

Zusätzlich können Ausbrüche im Messer (vgl. Bild 2.13 (b)), die an den Messerkanten auftreten, über plastische Wechselverformung durch Druckbelastung verursacht werden. Dabei kann der Werkstoff bei zyklischer Beanspruchung auch dann versagen, wenn die Belastungsspannungen unterhalb der Fließgrenze des Werkstoffs bleiben. Es wird unterschieden zwischen *HCF* (high cycle fatigue) und *LCF* (low cycle fatigue). Von hochzyklischer Ermüdung spricht man bei Versagenseintritt nach über 10^5 Belastungszyklen, wobei mit Ausnahme lokaler plastischer Verformungen an Spannungskonzentrationsstellen nur elastische Formänderungen auftreten. Bei maximal 10^4 Belastungszyklen spricht man von niederzyklischer Ermüdung, bei der es durch Überschreiten der Fließgrenze zu plastischen Verformungen kommt [SW96].



(a) Abrasiver Kantenverschleiß



(b) Kantenausbruch [HP07]

Bild 2.13: Versagen an Messerkanten

Die durch elastisch-plastische Wechselverformung hervorgerufene irreversible Dehnungsakkumulation wird als *Ratcheting* bezeichnet. Zur Beschreibung werden zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven herangezogen. Durch die zyklische Wechseldehnung ordnen sich Versetzungen in einer Leiter- bzw. Zellstruktur an. Die Versetzungsbewegung findet auf immer weniger Gleitbändern statt, sog. persistente oder F-Bänder. Diese führen an der Oberfläche zu groben Gleitstufen und damit zu Risskeimen, die dem Rissfortschritt und dem letztendlichen Magistralriss vorausgehen [SW96].

2.4 Schneidsimulation mittels der Finite-Elemente-Methode

Die Modellbildung und Simulation sind gängige Werkzeuge im Arbeitsumfeld des Ingenieurs. Ein Modell wird nach VDI 3633 definiert als eine vereinfachte Nachbildung eines existierenden oder gedachten Systems in einem anderen begrifflichen oder gegenständlichen System. Es wird genutzt, um eine bestimmte Aufgabe zu lösen, deren Durchführung mittels direkter Operationen am Original nicht möglich oder zu aufwändig wäre [VDI96]. Die Simulation im Allgemeinen ist das Nachbilden eines Systems mit seinen dynamischen Prozessen in ein experimentiergeeignetes Modell, um zu Erkenntnissen über die Wirklichkeit zu gelangen [VDI96].

Eine Motivation für die Anwendung der Simulation ist z.B. die Untersuchung eines Prozesses, der in der Realität zu schnell oder zu langsam abläuft, zu gefährlich, noch nicht verfügbar oder zu teuer ist. Ein Beispiel hierfür ist die Strömungssimulation von verkleinerten maßstabsgetreuen Flugzeugmodellen in einem Windkanal.

Modelle und Simulationen führen im Regelfall zu zeit- und kostenreduzierten Versuchs- und Entwicklungsergebnissen. Eine Methode der Simulation, die sog. Finite-Elemente Methode (FEM), ist eine numerische Simulationsmethode die in dieser Arbeit Anwendung findet.

Die FEM gilt als wichtigste numerische Modellierungs- und Simulationsmethode im heutigen Fahrzeugbau. Mit ihr lassen sich u.a. Verformungen, Spannungen und dynamische Antworten eines Systems ermitteln. Im Folgenden wird kurz auf die Theorie der Finite-Elemente-Methode eingegangen, wobei auf eine umfangreiche Ausführung verzichtet wird. Diese kann in der einschlägigen Fachliteratur nachgelesen werden [Bat82, RH03].

Die FEM basiert auf der mathematisch-physikalischen Grundannahme, dass alle Strukturen unabhängig von ihrer Komplexität Gesetzmäßigkeiten folgen, wie z.B.

Energiesätzen, Kontinuitätssätzen und Gleichgewichtsbedingungen. Diese müssen im Folgeschritt durch Differenzialgleichungen und Variationsformulierungen beschrieben werden können. Bei der Variation von diskreten Verschiebungen leisten dort vorhandene Kräfte Arbeit. Diese Arbeit wiederum entspricht der zugehörigen inneren Verformungsenergie. Für komplexe Strukturen sind Variationsformulierungen generell nicht lösbar und erfordern deshalb eine Diskretisierung in finite Elemente. Nahezu jede denkbare Struktur ist in finite Elemente approximierbar. Dabei begeht man, je nach Elementgröße, im Vergleich zu konventionellen Modellbildungen geringe Idealisierungs- und Approximationsfehler. Die FEM erlaubt neben der Abbildung linear-statischer Probleme auch die Betrachtung nichtlinearer dynamischer Einflüsse wie z. B. Trägheiten, Eigenschwingverhalten, plastische Verformungen, Werkstoffversagen und Kontaktreibung [BBS02]. Weitere Anwendungsgebiete der FEM sind z. B. wellentheoretische Problemstellungen im Bereich der Akustik und des Elektromagnetismus.

2.4.1 Simulationswerkzeug

Das Angebot an industriellen FEM-Simulationswerkzeugen ist vielfältig. Das Produkt ABAQUS des Anbieters DSS SIMULIA, ein Multipurpose-FE-System in der Version 6.71, wird in der vorliegenden Arbeit als Simulationswerkzeug eingesetzt. Die Wahl liegt in folgenden Auswahlkriterien begründet. ABAQUS erlaubt die gleichzeitige Berücksichtigung von Versagenskennwerten, die auf dem Scher- und Duktilbruchversagen von metallischen Werkstoffen basieren.

Zusätzlich erlaubt ein globaler Kontaktalgorithmus (vgl. Kap. 2.4.5) die Berücksichtigung von Flächen, die während der Simulation entstehen. Dieser Vorgang wird *Eroding* genannt. Die Wirkung der entstehenden Blechkanten auf die Werkzeugflächen ist ein maßgeblicher Untersuchungsgegenstand der Forschungsarbeit. Nachteilig auf die Genauigkeit des Schnittkantenbildes wirkt sich aus, dass ABAQUS das Werkstoffversagens durch Elementlöschung realisiert anstatt durch Knotenteilung (vgl. Kap. 2.4.6). Ein Volumenverlust in der Größe einer Elementreihe über die Blechdicke ist die Folge. Dieser Umstand muss durch eine entsprechend feine Blechwerkstoffvernetzung berücksichtigt und bei der Ergebnisbewertung miteinbezogen werden.

Die FEM-Anwendung arbeitet einheitenlos. Dem Anwender steht die Wahl der Einheiten frei, solange er sich konsistent in einem Einheitensystem bewegt [RH03]. Tabelle 2.5 zeigt die gängigsten Einheitensysteme. In dieser Arbeit wird ausschließlich das

Einheitensystem *SI (mm)* verwendet.

Einheiten	SI	SI (mm)
Längen	m	mm
Kräfte	N	N
Massen	kg	tonne (10^3 kg)
Zeit	s	s
Spannungen	Pa (N/m^2)	MPa (N/mm^2)
Energien	J	mJ
Dichte	kg/m^3	tonne/ mm^3

Tabelle 2.5: Konsistente Einheitensysteme in FEM-Anwendungen

2.4.2 Integrationsverfahren

Die Simulation des Schneidvorgangs beinhaltet die dynamische Abbildung von elasto-plastischem Werkstoffverhalten sowie mehrerer Versagensarten. Diese Problemstellungen sind sowohl geometrisch als auch zeitlich nicht-linearer Natur. Um solche Vorgänge beschreiben zu können, ist es daher nicht ausreichend, das geometrische Modell zu diskretisieren. Eine Unterteilung der Zeitlinie in differenzielle Zeitschritte, sog. Zeitinkremente, wird notwendig. In der Praxis hat sich für diese Art der Problemstellung ein Verfahren als vorteilhaft erwiesen: die dynamisch-explizite Integrationsmethode [Hah04].

Sie arbeitet nach dem 3. Newton'schen Gesetz

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} = \mathbf{P} - \mathbf{I} \quad (2.8)$$

mit der Massenmatrix $\mathbf{M}$, dem Verschiebungsvektor $\mathbf{u}$ sowie den äußeren und inneren Kräften $\mathbf{P}$ und $\mathbf{I}$. Das explizite Verfahren berechnet Knotenbeschleunigungen direkt aus:

$$\ddot{\mathbf{u}}|_{(t)} = (\mathbf{M})^{-1} \cdot (\mathbf{P} - \mathbf{I})|_{(t)} \quad (2.9)$$

Mit einer Reduzierung auf eine diagonale Massenmatrix kann daher die Gleichung (2.8) ohne Faktorenerlegung einer Matrix gelöst und die Knotenbeschleunigung $\ddot{\mathbf{u}}$ bei $t + \Delta t$ einfach berechnet werden. Die Berechnung der Knotengeschwindigkeit erfolgt aus der als konstant angenommenen Knotenbeschleunigung $\ddot{\mathbf{u}}|_{(t)}$ im aktuellen

Zeitschritt sowie der Knotengeschwindigkeit des vorhergehenden Zeitschritts $\dot{u}|_{(t-\frac{\Delta t}{2})}$ (vgl. Gl. (2.10)).

$$\dot{u}|_{(t+\frac{\Delta t}{2})} = \dot{u}|_{(t-\frac{\Delta t}{2})} + \frac{\Delta t|_{(t+\Delta t)} + \Delta t|_{(t)}}{2} \cdot \ddot{u}|_{(t)} \quad (2.10)$$

Die letztendliche Verschiebung $u|_{(t+\Delta t)}$ des Knotens berechnet sich folglich aus der Integration der Geschwindigkeit über den Zeitschritt aus Gleichung (2.11).

$$u|_{(t+\Delta t)} = u|_{(t)} + \Delta t|_{(t+\Delta t)} \dot{u}|_{(t+\frac{\Delta t}{2})} \quad (2.11)$$

Zusammen mit den im Modell definierten Werkstoffeigenschaften ergeben sich über die Knotenbeschleunigungen Größen wie Spannungen und interne Kräfte [Bat82, Hah04]. Diese Art der Berechnung erfordert die Diskretisierung der Zeitlinie in entsprechend kleine Zeitinkremente, da die Beschleunigung während dieser als konstant angenommen wird. Die Größe des Zeitschritts bestimmt maßgeblich die Anzahl der benötigten Rechenoperationen sowie die Stabilität der Rechnung und die Genauigkeit des Endergebnisses. Der Konflikt bei der Wahl der Größe des Zeitschritts besteht somit darin, einen möglichst kleinen Zeitschritt zu wählen, um eine genügend hohe Genauigkeit und Stabilität zu erreichen. Gleichzeitig darf der Zeitschritt nicht beliebig klein gewählt werden, da die Reduzierung des Zeitschritts mit einem Anstieg der Rechenzeit einhergeht. Begrenzend wirkt, dass für jedes Modell ein kritischer Zeitschritt ermittelt werden kann, der nicht überschritten werden darf, um Stabilitätskriterien zu erfüllen [Bat82]. Der kritische Zeitschritt Δt_{stabil} bestimmt sich dabei maßgeblich aus der kleinsten, im Modell auftretenden charakteristischen Elementlänge L^e und der größten im Modell auftretenden, werkstoffabhängigen Schallgeschwindigkeit c_d (vgl. Gl. (2.12)). Eine weitere Einflussgröße auf den kritischen Zeitschritt ist das verwendete Verfahren zur Abbildung des Kontakts (vgl. Kap. 2.4.5). Moderne FEM-Anwendungen ermitteln den kritischen Zeitschritt selbstständig und wenden diesen zur Diskretisierung der Zeitlinie an [Aba07b].

$$\Delta t_{\text{stabil}} = \frac{L^e}{c_d} \quad (2.12)$$

Die Feinheit der geometrischen Diskretisierung bestimmt somit direkt diejenige der zeitlichen Diskretisierung. Der Schneidprozess stellt einen hochdynamischen Prozess dar, dessen zu beobachtende Geometrie zusätzlich sehr kleine Ausmaße besitzt. Allein Schneidkantenradien und die Trennzone des Werkstücks, die beide einen

erheblichen Einfluss auf die Berechnungsergebnisse haben, fordern eine entsprechend feine Diskretisierung ihrer Geometrie und damit einen entsprechend kleinen Zeitschritt. Erst mit der Leistungsfähigkeit heutiger Rechner wird eine Abbildung des Schneidprozesses unter Berücksichtigung elastischer Werkzeugelemente möglich.

2.4.3 Elementtypen und -auswahl

FE-Anwendungen bieten eine Vielzahl verschiedener Elementtypen zur Diskretisierung punktförmiger sowie ein-, zwei- und dreidimensionaler Geometrien an. Bild 2.14 zeigt die gängigen Elementfamilien für den Bereich der Festkörperdiskretisierung.

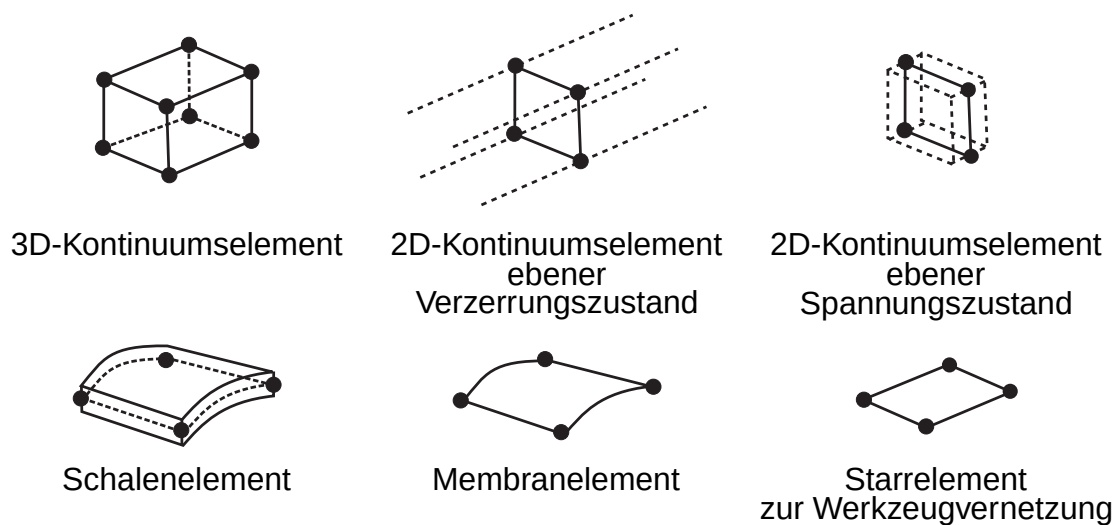


Bild 2.14: Elementfamilien zur Festkörperdiskretisierung

Im Folgenden werden die in dieser Arbeit verwendeten Elemente beschrieben.

C3D8R ist ein Elementtyp der Familie der 3D-Kontinuumselemente. Es ist hexaedrisch, besitzt eine lineare mathematische Formulierung und ist reduziert integriert. Die *reduzierte Integration* eines Elements stellt eine Abwandlung des klassischen Kontinuumselements dar [RH03, Bat82]. Dabei wird die Anzahl der Integrationspunkte, an denen in einem Simulationslauf Größen wie z. B. Spannungen berechnet werden, in jeder Koordinatenrichtung um eins reduziert. Für das Element C3D8R bedeutet dies eine Reduktion auf lediglich einen Integrationspunkt im Vergleich zu seinem nicht reduzierten Pendant C3D8 mit acht Integrationspunkten. Vollintegrierte Volumenelemente zeigen in der Simulation unter bestimmten Bedingungen ein zu steifes Verhalten. Dieses unerwünschte Verhalten wird als Lockingeffect bezeichnet [RH03, Bat82]. Durch die Unterintegration reduziert integrierter Elemente wird

Locking weitgehend vermieden.

R3D4 stellt einen weiteren verwendeten Elementtyp dar. Dieses Element wird verwendet um idealisiert starre Körper zu diskretisieren. Da dieses Element starr ist, finden keine relativen Knotenverschiebungen statt. Somit entsteht auch kein Spannungswert. Dieser Elementtyp wird dort im Modell eingesetzt, wo ansonsten berechnete Größen - wie z. B. Spannungen und Verschiebungen - nicht von Interesse sind und eine starre Modellierung das Ergebnis nicht oder nur unbedeutend beeinflusst. Weiterhin ermöglichen sie die Abbildung komplexer geometrischer Randbedingungen, wie z. B. den Vorschub einer Werkzeugwirkfläche beim Tief- und Streckziehen.

Bei *CONN3D2*-Elementen handelt es sich um Verbindungselemente, sog. Konnektorelemente, die Knoten beliebiger anderer Elemente verschiedener Körper miteinander oder mit einem Fixpunkt im Raum verbinden. Sie reduzieren die Komplexität bei der Abbildung einer Mehrkörpersimulation (MKS), indem ihnen virtuell verschiedene Eigenschaften zugewiesen werden können, wie z. B. die Nachbildung einer Feder oder auch eines ganzen Feder-Dämpfer-Systems.

Bei der Modellbildung muss entschieden werden, welche Informationen eine spätere Simulation liefern können muss. Dabei ist stets der spätere Berechnungsaufwand gegen den Informationsgehalt abzuwägen. Es ist der Grundsatz zu beachten, dass nur die Teile der Problemstellung modelliert werden, die zur Untersuchung bzw. Lösung eines Problems beitragen. Ein entsprechender Grad der Abstrahierung und Modelldiskretisierung ist zu wählen.

Heutige FEM-Systeme bieten die Möglichkeit, Modelle in unterschiedlichen Komplexitätsstufen zu erzeugen. Die klassische dreidimensionale Modellierung bietet dabei den größtmöglichen Informationsgehalt, erzeugt jedoch entsprechend hohe Ressourcenkosten, da die Komplexität der Modelle und damit ihre Berechnungszeit in dritter Potenz zunehmen. Eine weitere Methode stellt die zweidimensionale Modellierung dar. Die Anzahl der Modellfreiheitsgrade und der damit einhergehende Berechnungsaufwand steigt mit zunehmender Komplexität nur quadratisch. Die dritte Dimension wird nicht berücksichtigt.

In der Simulation der Karosserieteileumformung von ganzen Bauteilen kann auf eine dreidimensionale Modellierung nicht verzichtet werden. Um hier die rechen-

aufwändige Modellierung mit Kontinuumsselementen zu umgehen, greift man auf Schalenelemente zurück, die sich die Tatsache zunutze machen, dass die Blechdicke im Vergleich zur Fläche gering ist. Die Berücksichtigung der Blechdicke wird in die mathematische Formulierung des Schalenelements verschoben. Folglich kann die Diskretisierung der Dicke ausbleiben. Dieser Elementtyp bietet in der Simulation der Karosserieteilefertigung signifikante Geschwindigkeitsvorteile bei gleichzeitig ausreichenden Genauigkeiten.

Für die Abbildung des Schneidprozesses in der Trennzone sind Schalenelemente nicht geeignet. Sie bieten weder die Möglichkeit der Diskretisierung noch die Abbildung der Schubspannungen in Dickenrichtung des Blechwerkstoffs. Es bleiben die Möglichkeiten der 3D-Kontinuumsmodellierung sowie der Modellierung mit 2D-Kontinuumsselementen im ebenen Verzerrungszustand. Beide Ansätze werden in der vorliegenden Arbeit untersucht.

2.4.4 Elastisches und plastisches Werkstoffverhalten

Zur Abbildung des elastischen Werkstoffverhaltens im FEM-System für Metalle wird ein lineares und isotropes Modell gewählt. Für den Aufbau einer rein linearelastischen Werkstoffdefinition genügt die Angabe des E-Moduls E sowie der Querkontraktionszahl ν . Aus ihnen wird der Schubmodul G (vgl. Gl. (2.5)) sowie der Kompressionsmodul K ermittelt. Zur Berücksichtigung von Masseneffekten ist zusätzlich die Angabe der Dichte ρ des abzubildenden Werkstoffs notwendig, um die Masse eines finiten Elementes und somit seine Trägheit abbilden zu können.

Die Gesamtdehnung ε setzt sich nach der Annahme der inkrementellen Plastizitätstheorie additiv zusammen aus ε^{el} und ε^{pl} (vgl. Gl. (2.13)).

$$\varepsilon = \varepsilon^{el} + \varepsilon^{pl} \quad (2.13)$$

Erreicht die Belastungsspannung am Element die werkstoffabhängige Fließgrenze, erfüllt also die *Fließbedingung*, setzt die plastische Verformung ein. Zur Abbildung der plastischen Dehnung haben sich verschiedene *Fließgesetze* etabliert. Für Stahlwerkstoffe wird bevorzugt die isotrope *von Mises*-Plastizität verwendet. Spielt Anisotropie, also Richtungsabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften, z. B. aufgrund des Walzvorgangs im Herstellprozess, eine Rolle, geht man zu einer erweiterten Definition der *von Mises*-Plastizität, nämlich der Plastizität nach *Hill* oder *Barlat*, über [Hil50].

Während des plastischen Fließens tritt in Stahlwerkstoffen zusätzlich Verfestigung auf, die in der plastischen Dehnung Berücksichtigung finden muss. Dies geschieht über *Verfestigungsgesetze*, die bestimmen, auf welche Weise die Fließbedingung während des plastischen Fließens verändert wird. In der vorliegenden Arbeit wird das Fließgesetz nach *von Mises* mit dem Verfestigungsgesetz der isotropen Verfestigung angewandt. Diese Modelle sind im FEM-Paket Abaqus/EXPLICIT integriert und fordern lediglich die Eingabe werkstoffspezifischer Parameter. Zur weiterführenden Beschreibung von Plastizitätsmodellen sei an dieser Stelle auf die Literatur verwiesen [Hil50, Bat82, RH03, Aba07b, Aba07a].

2.4.5 Kontaktmodellierung

Bei einer Mehrkörpersimulation wird die Übertragung von Kräften über mehrere Körper hinweg durch den Kontakt realisiert. Die FE-Anwendung Abaqus/EXPLICIT erlaubt dabei die Auswahl aus folgenden Kontaktverfahren:

- Penalty-Verfahren
- Lagrange-Verfahren

Das Penalty-Verfahren bestimmt die Knotenkräfte anhand einer Durchdringung der Körper zueinander. Je stärker die Durchdringung wird, desto größer wird die errechnete Gegenkraft. Dabei wird sichergestellt, dass die Durchdringung in jedem Moment sehr klein im Vergleich zu den Körperabmaßen ist. Beim Lagrange-Verfahren werden Verschiebungen der Randknoten sich berührender Körper zu jedem Zeitpunkt so berechnet, dass keine Durchdringung erfolgt.

Beide Verfahren realisieren den Kontakt unter Einbeziehung eines frei definierbaren oder vordefinierten Reibgesetzes, z. B. der Coulomb'schen Reibung [Aba07b]. Die Berechnung basiert auf der Ermittlung von zwei Arten von Knotenkräften, der Kontaktnormalkraft sowie der über das Reibgesetz ermittelten Kontaktscherkraft.

In der Modellbildung muss dem Gleichungslöser mitgeteilt werden, welche Flächen den Kontaktverfahren unterworfen werden sollen. In Abaqus/EXPLICIT steht der *General Contact* zur Verfügung [Aba07b]. Diese Kontaktdefinition erlaubt eine Aktivierung des Penalty-Kontaktes aller - auch während der Simulation durch Versagen neu entstehender - Flächen zueinander, weshalb sie im Folgenden als Kontaktmethode angewendet wird.

2.4.6 Versagensmodellierung

Bei der Simulation des Scherschneidprozesses tritt Versagen auf, das durch die FE-Anwendung abgebildet werden können muss. Bei der Umformsimulation von Blechwerkstoffen mit Schalenelementen erfolgt die Versagensbewertung der Elemente anhand der Grenzformänderungskurve die sog. FLC (Forming Limit Curve). Das FLD (Forming Limit Diagram) gibt die werkstoffabhängige Versagensgrenze als Funktion der Haupt- und Nebenformänderung φ_1 und φ_2 an. Dieses Versagenskriterium wurde für die Abbildung von Einschnürversagen in Schalenelemente entwickelt.

Bei der Anwendung von 3D-Kontinuumselementen sind alternative Versagenskriterien zu untersuchen, die dem in Kapitel 2.2.2 beschriebenen Versagen entsprechen und in Kapitel 2.4.7 beschrieben werden. Hat der FE-Solver das Versagen des Werkstoffs festgestellt, muss der Stoffzusammenhang im vernetzten Körper getrennt werden. Dazu haben sich zwei Methoden etabliert:

- Node-Splitting-Methode
- Element-Kill-Methode

Bei der Node-Splitting-Methode erfolgt die Trennung der Elemente an den Verbindungsknoten. Dabei wird ein Verbindungsknoten, an dem Versagen ermittelt wurde, dupliziert. Die entstehenden Knoten werden erneut mit den ursprünglich verbundenen Nachbarknoten verbunden, jedoch nicht untereinander (vgl. Bild 2.15 (a)). Die Element-Kill-Methode entfernt nach Ermittlung des Versagens das Element vollständig aus dem Verbund durch Reduktion der Steifigkeit des Elements nach vorgegebenen Kriterien (vgl. Bild 2.15 (b)).

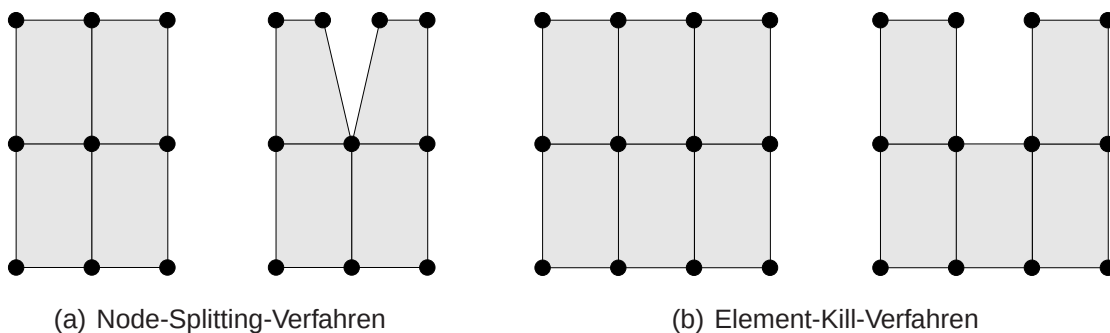


Bild 2.15: Methoden der Elementtrennung

Im FEM-Paket Abaqus/EXPLICIT ist die Element-Kill-Methode implementiert, wes-

halb sie in der vorliegenden Arbeit zur Anwendung kommt.

2.4.7 Versagenskriterien

Die numerische Beschreibung der Werkstoffschädigung im Schneidprozess stellt die jüngste Disziplin in der Schneidsimulation mittels FEM dar. Eine der ersten Arbeiten auf diesem Gebiet wurde von Taupin et al. veröffentlicht [TBtWA96]. Mittels der Ergebnisse aus Zugversuchen wurde eine eigene Implementation des McClintock Schadenskriteriums in der FEM-Anwendung DEFORM-2D bedient [A.68, KS06]. Zur Rissmodellierung wurde die Element-Kill-Methode angewandt (vgl. Kap. 2.4.6).

Ein weiteres, nach Klocke et al. für die Schneidsimulation vorgeschlagenes Versagenskriterium für die Duktilbruchvorhersage ist das Modell nach Cockcroft und Latham [KSR01, CL68]. Diese Modelle basieren auf der Theorie, dass das Energieaufnahmevermögen des Kontrollvolumens im Werkstoff begrenzt ist und bei der Überschreitung eines spezifischen Wertes versagt.

Aktuellere Arbeiten integrieren Schädigungsmodelle für Duktilbruch aus der Bruchmechanik in ihre Schneidsimulation. Beispielhaft sei Hambli erwähnt, der das Schädigungsmodell nach Lemaitre integriert [Ham07, HGD03, Lem85]. Dieser stellt Vergleiche zu den Modellen von McClintock, Rice Tracey und seinem eigenen Modell an. Lemaitre verweist auf den starken Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit auf die Leerstellenbildung im Werkstoff und lässt diesen in sein Modell einfließen.

Um das realitätsnahe Versagen des Feinblechs weiter zu entwickeln, erfolgt in dieser Arbeit der Einsatz zweier kombinierter Versagenskriterien in der Werkstoffbeschreibung. Dies kommt dem Versagen duktiler Werkstoffe in der Realität nahe. Duktile Werkstoffe bilden bei Scherbelastung eine Scherebene aus, an der die Versetzung der Gitteratome stattfindet. Unter Spannung in Normalenrichtung entstehen dagegen Leerstellen. Diese Leerstellen unterliegen mit steigender Belastung einem Wachstum und schließlich einem Zusammenschluss, welcher mit anhaltender Belastung zum vollständigen Duktilbruch führt (vgl. Kap. 2.2.2).

In der Simulation wird zwischen Versagensbeginn (Damage Initiation) und Versagensentwicklung (Damage Evolution) unterschieden. Wird Versagensbeginn festgestellt, wird das betroffene finite Element durch lineare Reduzierung seiner Steifigkeit eliminiert. Nach der vollständigen Steifigkeitsreduktion auf den Wert 0 findet für die restliche Simulation keine Übertragung von Kräften und somit Verschiebungen über

dieses Element statt.

Das Versagensbeginn-Modell für *Duktilbruch* ist ein phänomenologisches Modell zur Vorhersage des Schädigungsbeginns aufgrund von Leerstellenbildung und Koaleszenz. Das Modell geht davon aus, dass die Bruchformänderung $\bar{\varepsilon}_D^{pl}$ eine Funktion der Spannungsmehrschsigkeit η sowie der Dehnrates $\dot{\varepsilon}^{pl}$ ist [Aba07a, HGDW04]. Die Bruchformänderungskurve für Duktilbruchversagen kann durch tabellarisch notierte Versuchsergebnisse oder alternativ über Gleichung (2.14) nach [HGDW04, GKD04, WHWG05] beschrieben werden. In der tabellarischen Notation wird die Kurve der Bruchformänderung über die Spannungsmehrschsigkeit durch die Angabe mehrerer Abszissen- und Ordinatenpaare explizit definiert. Die Modellgleichung hingegen beschreibt den Bruchformänderungswert als analytische Funktion der Spannungsmehrschsigkeit η und empirisch ermittelter, werkstoffabhängiger Kennwerte d_0 , d_1 und c .

$$\bar{\varepsilon}_D^{pl} = d_0 e^{(-c\eta)} + d_1 e^{(c\eta)} \quad (2.14)$$

Die Spannungsmehrschsigkeit η wird für den dreidimensionalen Fall über Gleichung (2.15) ermittelt.

$$\eta = \frac{\sigma_H}{\sigma_v} \quad (2.15)$$

Die hydrostatische Spannung ist definiert als der arithmetische Mittelwert der Hauptspannungen an den Integrationspunkten des Volumenelements (vgl. Gl. (2.16)).

$$\sigma_H = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (2.16)$$

Als Vergleichsspannung σ_v wird für duktile metallische Werkstoffe die Gestaltänderungsenergiehypothese nach *von Mises* in der Darstellung des Hauptachsensystems herangezogen (vgl. Gl. (2.17)).

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}} \quad (2.17)$$

In jedem Inkrement ermittelt das FE-System die Spannungsmehrschsigkeit η über den Spannungstensor und die Vergleichsspannung für das finite Element. Zur Ermittlung der aktuellen Bruchformänderung $\bar{\varepsilon}_D^{pl}$ unter dem für das Inkrement gültigen Span-

nungsfall werden die Werte aus der Werkstoffdefinition interpoliert. Jedes Element, das in der Simulation aufgrund der Werkstoffformulierung versagen kann, erhält eine Statusvariable ω_D . In jedem Inkrement der Simulation wird über Gleichung (2.19) eine relative Annäherung $\Delta\omega_D$ des finiten Elements an den Punkt des Versagens ermittelt und zum bisherigen Wert der Statusvariable ω_D hinzu addiert, falls $\Delta\omega_D$ größer 0 ist. Dafür wird die Zunahme der plastischen Vergleichsdehnung $\Delta\bar{\varepsilon}_{eq}^{pl}$ über die Differenz der plastischen Vergleichsdehnung nach von Mises aus dem aktuellen und dem vorangegangenen Inkrement ermittelt.

$$\bar{\varepsilon}_{eq}^{pl} = \sqrt{\frac{2}{3}[\varepsilon_x^2 + \varepsilon_y^2 + \varepsilon_z^2 + \frac{1}{2}(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2)]} \quad (2.18)$$

Die plastische Vergleichsdehnung $\bar{\varepsilon}_{eq}^{pl}$ nach von Mises (vgl. Gl. (2.18)) stellt eine skalare Beurteilungsgröße der bisher am finiten Werkstoffelement aufgetretenen plastischen Dehnung dar. Sie bildet kumuliert alle plastischen Dehnungen über die Einzeldehnungen ε_x , ε_y , ε_z sowie die Scherungen γ_{xy} , γ_{yz} und γ_{zx} ab.

$$\Delta\omega_D = \frac{\Delta\bar{\varepsilon}_{eq}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_D^{pl}} \quad (2.19)$$

Erreicht oder überschreitet die Statusvariable ω_D im Laufe der Simulation den Wert 1, gilt das Versagen als initiiert und die Reduzierung der Steifigkeit nach der Definition des Versagensfortschritts wird eingeleitet. Bild 2.16 zeigt beispielhaft die Spannungs-Dehnungs-Charakteristik eines finiten Elements unter Versagen für eine Werkstoffformulierung mit isotroper Verfestigung.

Der Versagensfortschritt kann linear, exponentiell oder tabellarisch frei definiert werden. Er wird dabei als Funktionswert zwischen 0 und 1 über die plastische Verschiebung $\bar{u}_f^{pl}$ ab dem Inkrement des Versagensbeginns definiert, wobei 1 den Wert vollständigen Versagens darstellt [Aba07a].

Das in Abaqus/EXPLICIT implementierte *Scherbruchversagen* stellt ein phänomenologisches Modell zur Vorhersage des Versagensbeginns durch Scherebenenlokalisierung dar. Diesem Modell wird zugrunde gelegt, dass die plastische Vergleichsdehnung beim Einsetzen des Versagens $\bar{\varepsilon}_S^{pl}$ eine Funktion des Scherspannungsverhältnisses Θ_s und der Dehnrates ist. Als Ersatzmodell zu einer tabellarischen Bruchformänderungskurve dient Gleichung (2.20) nach [HGDW04, GKD04, WHWG05] mit den

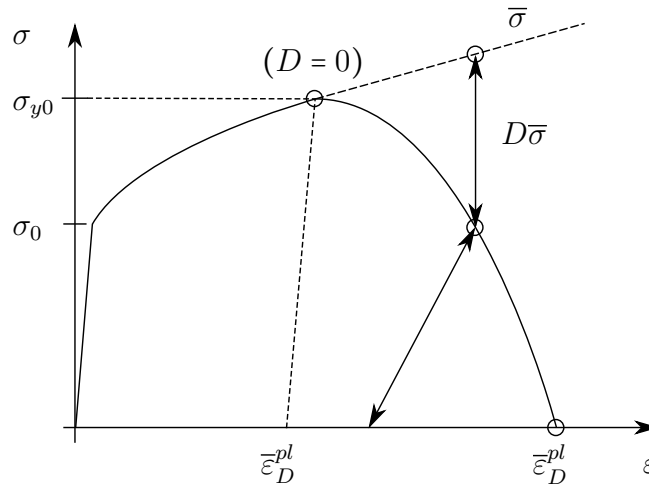


Bild 2.16: Spannungs-Dehnungs-Charakteristik eines versagenden finiten Elementes [Aba07a]

werkstoffabhängigen Konstanten d_2 , d_3 und f .

$$\bar{\varepsilon}_S^{pl} = d_2 e^{(-f\Theta_S)} + d_3 e^{(f\Theta_S)} \quad (2.20)$$

Das Scherspannungsverhältnis Θ_S ergibt sich aus Gleichung (2.21) über die Vergleichsspannung nach Gleichung (2.17), der maximalen Scherspannung τ_{max} , einem werkstoffspezifischen Parameter k_s und der Spannungsmehrrachsigkeit η .

$$\Theta_S = \frac{\sigma_v}{\tau_{max}} (1 - k_s \eta) \quad (2.21)$$

Analog zur Statusvariable ω_D erhält jedes Element eine Statusvariable ω_S . In jedem Inkrement der Simulation wird über Gleichung (2.22) eine relative Annäherung $\Delta\omega_S$ des finiten Elements an den Punkt des Versagens ermittelt und zum bisherigen Wert der Statusvariable ω_S hinzu addiert.

$$\Delta\omega_S = \frac{\Delta\bar{\varepsilon}_{eq}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_S^{pl}} \quad (2.22)$$

Analog zum Duktilbruchversagen wird beim Erreichen eines Wertes von $\Delta\omega_S \geq 1$ Scherbruchversagen festgestellt und die Abnahme nach o.g. Versagensfortschritt wird initiiert.

In der vorliegenden Arbeit werden die Bruchformänderungen für Scher- und Duktilbruch in tabellarisch ermittelter Form angewandt. Zu den Methoden der Ermittlung

der Kennwerte in Realversuchen sei auf die Literatur [His05] und [HGDW04] verwiesen.

2.4.8 Arbitrary Lagrangian-Eulerian Analyse

In der klassischen Festkörperanalyse nach Lagrange ist die Vernetzung der Geometrie fest mit dem zugrunde liegenden Werkstoff verbunden. Bei Strömungssimulationen kommt der Euler-Ansatz zum Tragen, der einen virtuellen Fluss des Werkstoffs durch ein Kontrollvolumen zulässt (vgl. [Bat82]). Arbitrary Lagrangian Eulerian (ALE) ist eine Vernetzungstechnik, die sich beider Analysemethoden bedient. Dieses Verfahren erlaubt den Erhalt einer verbesserten Netzqualität unter starken Festkörperverformungen durch Anpassung der Knotenpositionen (vgl. Bild 2.17). Stark verzerrte finite Elemente erzeugen aufgrund ihrer mathematischen Ansatzfunktionen Fehler in der Berechnung, die mit dem Grad der Verzerrung zunehmen; sie sind daher zu vermeiden.

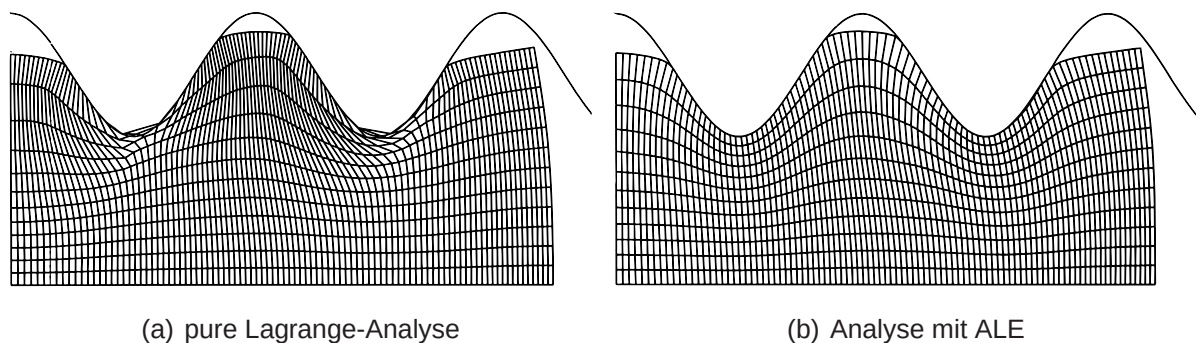


Bild 2.17: Festkörperumformung Arbitrary Lagrangian-Eulerian [Aba07a]

Das ALE-Verfahren wird beim simulierten Scherschneiden bisher in Zusammenhang mit einer Neuvernetzung der Platinengeometrie angewandt [BBB00, Sid09]. Aufgrund unterschiedlicher Netzgeometrien ist eine Übertragung von Statusvariablen mittels Interpolation auf nachfolgende Netze erforderlich. In der vorliegenden Arbeit wird untersucht, ob auf eine Neuvernetzung der Platinengeometrie in Bezug auf die Bewertung der Werkzeugbelastungen verzichtet werden kann.

2.4.9 Modellbildung

Der Aufbau eines Schneidsimulationsmodells beschränkt sich in bisherigen Arbeiten in der Regel auf die Abbildung eines Querschnitts des Systems: Obermesser - Untermesser - Niederhalter - Blechwerkstoff [BBB00, Ham07, HGD03, KS06, KSR01, Sid09].

Ein solches Modell ermöglicht die Beurteilung von auftretenden physikalischen und geometrischen Größen im Blechwerkstoff beim Schneiden entlang einer geraden Linie. Messer und Niederhalter wurden starr ausgelegt. Aufgrund fehlender relativer Knotenverschiebungen in Starrelementen war eine Bestimmung von z. B. Spannung in den Schneidmessern prinzipbedingt nicht möglich. Als Systemgrenze für die Modelle wurde die unmittelbare Umgebung um den Schneidspalt gewählt. Verformungen des Werkzeugs wurden deshalb ebenfalls nicht berücksichtigt.

Diese Einschränkungen sollen in der vorliegenden Arbeit aufgebrochen werden. Zur Bewertung der Messerwerkstoffbelastung werden die Ober- und Untermesserelemente mit elastischen finiten Elementen modelliert. Da der Niederhalter keiner Relativbewegung und reiner Druckbelastung ausgesetzt wird, was ein Versagen im Produktionsprozess unwahrscheinlich macht, wird er starr modelliert.

Durch Berechnung der Steifigkeit eines Produktionswerkzeugs im Bereich der Ober- und Untermesser soll untersucht werden, ob die Elastizität des Werkzeugs einen wesentlichen Einfluss auf den Schneidprozess hat. Dazu werden die Systemgrenzen des Schneidmodells auf das gesamte Schneidwerkzeug erweitert.

2.5 Stochastische Analyse- und Interpolationsverfahren

Das klassische ingenieurmäßige Vorgehen bei der Auslegung von Experimenten beschränkt sich aufgrund ihrer Einfachheit im Regelfall auf die Variation eines Parameters pro Untersuchung. Die Auswirkung der Wechselwirkungen der Variation mehrerer Parameter hingegen bleibt oft unberücksichtigt. Eine gleichzeitige Variation mehrerer oder aller Eingangsparameter kann demzufolge notwendig werden [Gro05]. Die Methode der Variation aller Parameter muss dabei so gewählt werden, dass der Parameterraum bei einer bestimmten geforderten Genauigkeit mit einer ressourcenverträglichen Anzahl an Versuchen belegt wird. Das Kapitel 2.5.1 beschreibt gebräuchliche Verfahren, die derzeit in der Versuchsplanung zur Anwendung kommen. Anschließend können mit den ermittelten Simulationsstützpunkten zwischenliegende Ergebnisausprägungen durch analytische Gleichungen oder Interpolationsverfahren ermittelt werden. Zwei hier näher betrachtete Verfahren sind die analytische Taylor-Polynomentwicklung sowie das Krigging-Interpolationsverfahren.

2.5.1 Design of Experiment (DOE)

Die einfachste Vorgehensweise der Variation mehrerer Parameter ist die Kombination aller Parameterausprägungen zueinander. Diese Art der Experimentauslegung ist als *vollfaktorielle Versuchsplanung* bekannt. Sie erfasst alle möglichen Kombinationen der variierten Parameter. Die Anzahl der Parameter ist dabei nicht beschränkt und auftretende Wechselwirkungen können getrennt beobachtet werden. Dieses Verfahren deckt zwar den gesamten Parameterraum ab, jedoch steigt der Untersuchungsaufwand mit der Anzahl der Parameter exponentiell an (vgl. [Gro05]).

Im Zusammenhang mit der FE-Simulation haben sich die Verfahren *Monte Carlo* und *Latin Hypercube* durchgesetzt.

Das *Monte Carlo-Verfahren* erzeugt eine vordefinierte Anzahl von Versuchspunkten in einem n-dimensionalen Versuchsplan durch die Erzeugung von Zufallszahlen. Zusätzlich zur Definition der Parametergrenzen können einzelne Wahrscheinlichkeitsverteilungen innerhalb dieser Parametergrenzen festgelegt werden.

Beim *Latin Hypercube-Verfahren* wird eine n-fache Unterteilung jeder Inputgröße bei n möglichen Durchrechnungen vorgenommen. Jeder Bereich einer Inputgröße wird darauffolgend in einfacher Ausprägung mit einem Versuchspunkt belegt. Im Vergleich zum Monte Carlo-Verfahren wird mit derselben Anzahl von Samplingpunkten eine wesentlich bessere Abschätzung für Vertrauensintervalle der Ergebnisgröße erreicht [Gro05, Buc05, MB79, MRTT53].

2.5.2 Taylor-Entwicklung

Der Mathematiker Brook Taylor entwickelte eine Gleichung, um Funktionen in der Umgebung eines Punktes durch sog. Taylor-Polynome anzunähern.

$$f(x) = T_n(x) + R_n(x) \quad (2.23)$$

mit

$$T_n(x) = \sum_{k=0}^n \frac{f^{(k)}(a)}{k!}$$

und Restglied:

$$R_n(x) = \int_a^x \frac{(x-t)^n}{n!} f^{(n+1)}(t) dt$$

Eine genaue Beschreibung der Taylor-Reihenentwicklung kann der gängigen Literatur entnommen werden, z. B. [BS91]. Die Taylor-Zerlegung wird beim Taylor-Modell geringster Fehlerquadrate angewandt. Jedes Simulationsergebnis liefert zu einem Abszissenwert mehrere Ordinatenwerte. Diese Werte werden mit Hilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate zu einem neuen Wert kondensiert. Es entsteht eine neue Modellkoordinate. Anhand der fehlerbereinigten Koordinatenwerte wird eine Taylorreihe entwickelt, die in analytischer Form beschreibbar ist. Dieses Verfahren erlaubt eine gute Annäherung bei n-ter Korrelation zwischen Eingangs- und Zielgrößen, kann dabei jedoch nur eine beschränkte Anzahl an Krümmungswechseln (Anzahl Krümmungswechsel = (Ordnung des Taylorpolynoms - 1)) im Ergebnisverlauf darstellen. Komplexere Korrelationen durch Taylor-Polynomentwicklungen höherer Ordnung sind nur mit einem unverhältnismäßig höheren Simulationsaufwand darstellbar.

2.5.3 Kriging Approximation

Ein weiteres hier angewandtes Verfahren ist das sog. *Kriging* [Kri51]. Hierbei handelt es sich um ein Interpolationsverfahren, das dazu dient, aus punkthaft vorliegenden Daten eine Datenoberfläche zu erzeugen. Der Vorteil des Kriging-Verfahrens gegenüber gängigen Interpolationsverfahren wie der Inversen Distanzgewichtung oder dem Splining, ist die geringe Empfindlichkeit des Interpolationsergebnisses gegenüber Ergebnispunkt-Anhäufungen.

2.6 Störgrößenanalyse

Der vorliegenden Arbeit ging eine Untersuchung der Produktivität konventioneller Großpressenlinien eines deutschen Automobilunternehmens voraus. Im Folgenden wird die Analysemethode im Detail beschrieben und diskutiert.

2.6.1 Analysemethode

Grundsätzlich befinden sich Großpressen und Pressenstraßen während der Abpressung einer Blechbauteilcharge im Dauerbetrieb. Außerplanmäßige Stillstände, die als Störungen bezeichnet werden, können dabei aus diversen Gründen auftreten. Zur Dokumentation dieser Störungen erfolgt eine Datenerfassung in einem Presswerksplanungs- und Steuerungssystem. Dieses System ist direkt mit der Bedieneinheit der Presse verbunden und protokolliert Abpresschargen, Maschineneinstellungen und Pressenstillstände im Detail. Zusätzlich werden Pressenstillstände klassifiziert und mit weiteren Anmerkungen des Pressenbedieners versehen. Diese

Klassifizierung erlaubt eine spätere statistische Aufbereitung der Daten und dadurch eine Identifikation der Hauptursachen von Produktionsausfällen.

2.6.2 Analyse

Die vorliegende Auswertung umfasst 120.000 Produktionsstunden auf Großpressen und Pressenstraßen eines deutschen Automobilherstellers. Der Auswertungszeitraum beträgt zwölf Monate. Die Kategorisierung der Störgrößen erfolgt in der ersten Ebene durch die Klassifizierung des verursachenden Prozessbestandteils, wie z. B. Mechanisierung (Teiletransportsystem), Elektrik und Elektronik oder Presswerkzeuge. Nach Summation der Störzeiten der einzelnen Klassen ergibt sich eine Störzeitenverteilung wie in Bild 2.18 dargestellt.

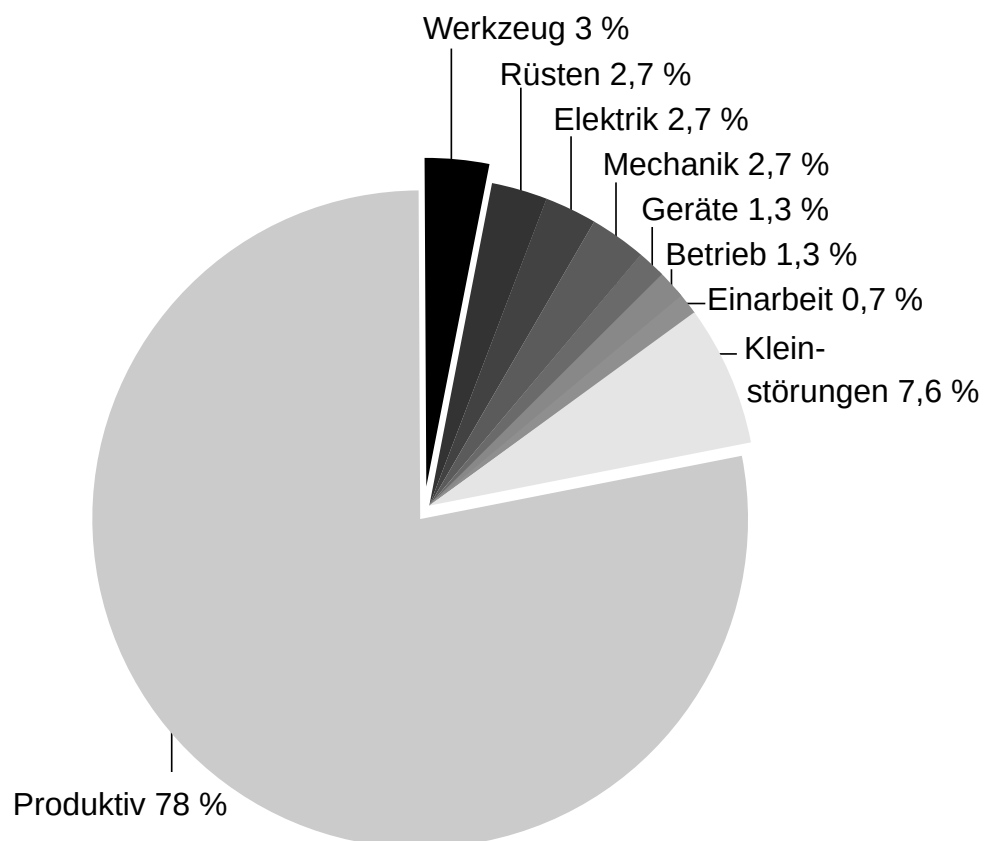


Bild 2.18: Störzeitverteilung von Großpressen und Pressenstraßen gruppiert nach Störungsklassen, Quelle: eigene Darstellung

Pressenstörungen, die zu einem Stillstand von mehr als vier Minuten führen, müssen genauer kategorisiert und dokumentiert werden. Pressenstillstände mit weniger als vier Minuten Dauer werden unter Kleinstörungen zusammengefasst (vgl. Bild 2.18).

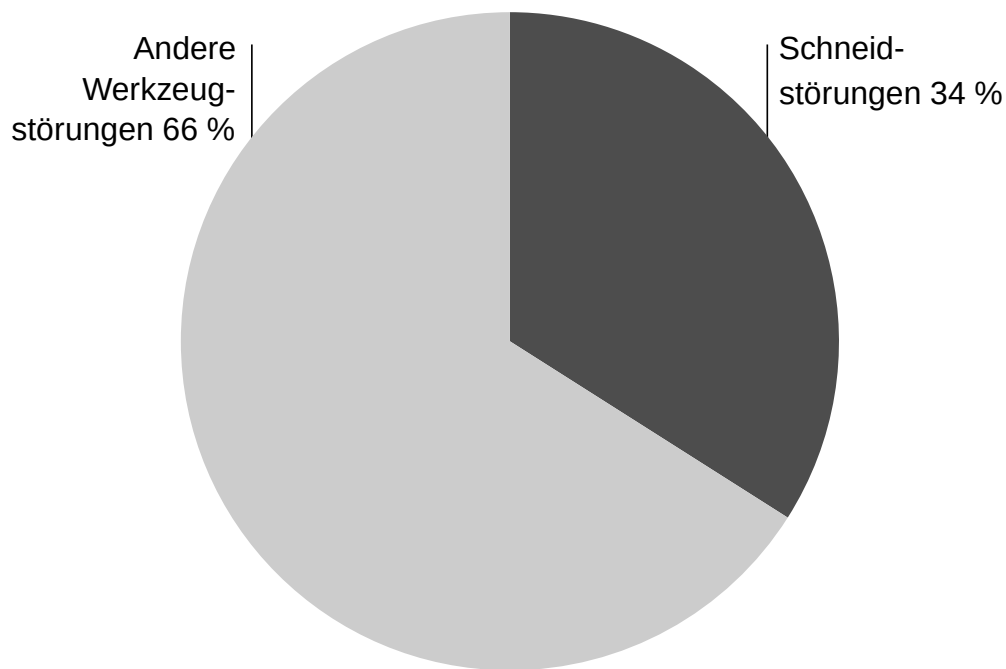


Bild 2.19: Störzeitverteilung in der Untergruppe Werkzeugstörungen, Quelle: eigene Darstellung

Es wird angenommen, dass die Verteilung der Kleinstörungen der Verteilung der Normalstörungen entspricht.

Den größten Anteil aller Störungen in der vorliegenden Auswertung bilden Werkzeugstörungen mit 3 % oder 3600 Stunden. Sie stellen somit den gewichtigsten Faktor für Produktivitätsverlust durch Pressenstillstände dar.

Die Werkzeugstörungen sind wiederum unterteilt in Untergruppen. Die Zusammensetzung der Werkzeugstörungen zeigt einen Anteil von ca. 34 % (vgl. Bild 2.19) oder 1224 Stunden in den Stufen des Teilebeschnitts, aufgrund derer eine unzureichende Schnittkantenqualität erzeugt wird. Der nächstgrößere Anteil in der Gruppe der Werkzeugstörungen umfasst lediglich 7 % oder 272 Produktionsstunden. Bild 2.20 zeigt eine detaillierte Aufschlüsselung innerhalb dieser Schneidstörungen.

Der Schnittgrat als Schadensbild am Karosseriebauteil gilt dabei als indirekter Indikator für Messerkantenverschleiß und macht mit 52 % oder 636 Stunden mehr als die Hälfte aller Schneidstörungen aus. Brüche und Ausbrüche an Messerleisten

und eine daraus resultierende unvollständige oder inkorrekte Abtrennung des Abfalls führen zu 23 % oder 282 Stunden Produktionsausfall pro Jahr.

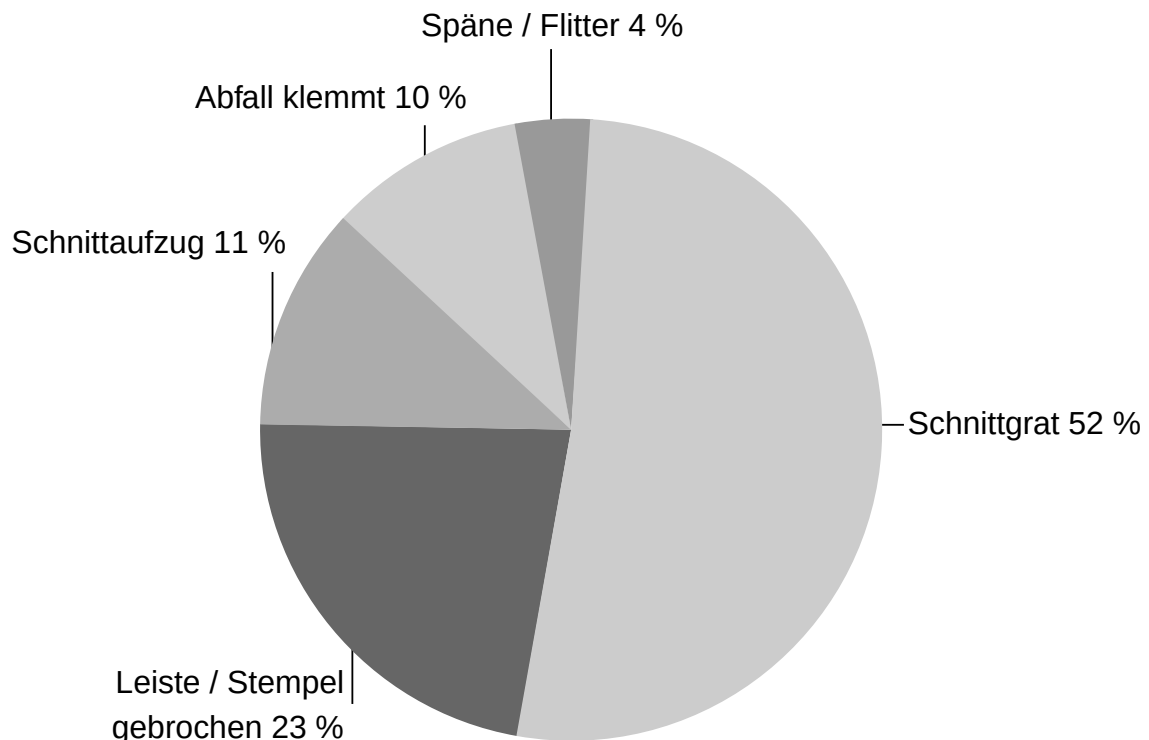


Bild 2.20: Störzeitverteilung in der Untergruppe Schneidstörungen, Quelle: eigene Darstellung

2.7 Bedarfsableitung

Kurzzeit- und Langzeitüberbeanspruchungen, hervorgerufen durch Versagen des Messerwerkstoffs sowie Dauerbruch und Messerkantenverschleiß, verursachen allein auf den untersuchten Pressenlinien ca. 908 Stunden Produktionsausfall pro Jahr.

Folgekosten durch Nacharbeit, Teileausschuss, Sondereinsätze, Sicherheitskapazitäten und Kapitalverzinsung sowie die Auswirkungen von Pressenstörungen im Betrieb von Stanzpressen sind hierbei noch nicht berücksichtigt. Die monetäre Belastung und die Forderung nach prozesssicherer Verarbeitbarkeit von Blechwerkstoffen mit steigenden Festigkeiten drängen zu einer weiterführenden Untersuchung des Scherschneidprozesses und seinen Einflussfaktoren. Die dabei gewonnenen Erkenntnisse sollen in Handlungsempfehlungen für die Festlegung von geeigneten Prozessfenstern umgesetzt werden und dadurch die Kosten des Karosserieteilebeschnitts sowie

latente Folgekosten reduzieren.

3 Aufgabenstellung und Zielsetzung

Moderne vernetzte Dokumentations- und Steuerungssysteme in der Fertigung von Karosserieteilen identifizieren die Schneidstufen in den Presswerken als latente Quelle für Störungen und somit erhebliche Stillstandzeiten sowie Instandhaltungs- und Nacharbeitsaufwände. Die Berücksichtigung der steigenden Anforderungen an Schneidwerkzeuge muss daher bereits in der Auslegungsphase erfolgen. Die numerische Simulation des Schneidprozesses kann hier als Werkzeug sowohl zur Ermittlung von Werkzeugbelastungen, als auch zur Optimierung von Prozessgrößen dienen.

Mit den verfügbaren FE-Methoden war es jedoch nicht möglich, den Schneidprozess von Feiblechen und die Auswirkungen auf Werkzeug und Presse zufriedenstellend abzubilden. Bisher veröffentlichte Arbeiten zur Scherschneidsimulation konzentrieren sich auf die Abbildung des Schneidprozesses mit der Schnittfläche als Untersuchungsschwerpunkt [BBB00, Sid09]. Eine Anwendung von kombiniertem Scher- und Duktilbruchversagen in der FE-Simulation war bisher nicht vorgesehen. Des Weiteren fand die Elastizität der Schneidmesser und der Werkzeugkonstruktion in solchen Berechnungen keine Berücksichtigung.

Ziel der Arbeit ist die Entwicklung einer FE-Methode zur Risikobewertung und Optimierung für unterschiedliche Schneidszenarien. Diese Methode soll anhand eines Versuchswerkzeugs und verschiedener Versuchsblechgüten, speziell für höchstfeste Stahlbleche, auf ihre Gültigkeit untersucht werden.

In der vorliegenden Arbeit wird untersucht, ob aktuelle phänomenologisch beschriebene FE-Modelle das Plastizitäts- und Versagensverhalten von höher- und höchstfesten Stahlgüten mit neuartigen Verfestigungsmechanismen im Schneidprozess abbilden können. Weiterhin sollen alternative Schneidkantengeometrien, wie z. B. Schneidmesser zum *Reißen* von Stahlblechen, durch die FE-Methode systematisch optimiert werden. Eine Methode beim Trennen warmumgeformter Stahlbleche ist das Einbringen einer Biegespannung in den Blechwerstoff, unmittelbar vor dem Auftreffen der Schneidkante [SPGCK06]. Es soll über die FE-Methode eine neue Schneidmethode entwickelt werden, die den Beschnitt kaltumgeformter, höchstfester Stahlbleche im Vergleich zum konventionellen Normalschneiden verbessert.

Die zu entwickelnde FE-Simulation des Schneidprozesses soll Wirkungen der Variation folgender grundlegender Prozessparameter berücksichtigen können:

- verschiedene Blechwerkstoffe
- variierende Blechdicken
- unterschiedliche Messerkantenradien, bzw. Verschleißzustände
- initiale relative Schneidspaltwerte
- Festigkeit des Blechwerkstoffs in der Schnittlinie in Abhängigkeit seines Vordehnungszustandes
- Quersteifigkeit der Obermesserkonstruktion
- Quersteifigkeit der Untermesserkonstruktion
- unterschiedliche Schneidkantengeometrien zur Spannungsüberlagerung

Im Rahmen der Arbeit sollen numerische Optimierungsgrößen entwickelt werden, die eine ganzheitliche Bewertung des Prozesses erlauben.

Eine grundlegende Problematik ist der Verschleiß der Messermantelflächen durch Verschleiß. Es ist bekannt, dass dieser Verschleiß maßgeblich durch Abrasion und Adhäsion bestimmt wird. Unter Anwendung von physikalischen Verschleißgesetzen wird eine neue Kenngröße entwickelt, die eine Bewertung der Verschleißfestigkeit des Werkzeugwerkstoffs bei der Veränderung von Prozessparametern erlaubt. Zusätzlich gilt es, die auftretenden Spannungen in Messerkanten zu quantifizieren und somit Empfehlungen für die erforderliche Festigkeit und Dauerfestigkeit des Werkzeugwerkstoffs treffen zu können.

4 Lösungsweg

Problemstellungen wie Schnittqualität und Werkzeugbelastungen beim Schneiden hochfester Stahlgüten sollen mittels des vorgestellten numerischen Berechnungsmodells bereits in der Planungsphase beantwortet werden. Zur Realisierung werden mehrere Berechnungstechniken zu einer neuen FE-Methode kombiniert und anhand von verschiedenen Schneidszenarien validiert.

Im ersten Schritt erfolgt eine Bewertung der Abbildung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens im FE-Modell. Eine dabei auftretende Problematik ist die starke Deformation des Werkstoffs, die in klassischen Analysen mit Elementen nach der Lagrange-Formulierung zwangsweise zu stark verzerrten FE-Netzen führte, was immer die Notwendigkeit einer Neuvernetzung während des Simulationsprozesses zur Folge hat. Diese Notwendigkeit soll mit einem alternativen Ansatz, dem kombinierten ALE-Verfahren, vollständig vermieden werden (vgl. Kap. 2.4.8). Eine Analyse der Vernetzungsgröße ist ebenso Bestandteil der Lösungsfindung, da sie maßgeblich zur Lösungsqualität sowie zur Ressourcenbelegung beiträgt.

Sind sowohl das elastische als auch das plastische Werkstoffverhalten realisiert, erfolgt die Modellierung des Werkstoffversagens. Das Versagen, das in klassischen Schneidsimulationen in der Regel mit nur einem Verfahren, z. B. nach Johnson-Cook [Aba07a, Sid09] abgebildet wurde (vgl. Kap. 2.4.7), entspricht nicht dem physikalisch auftretenden Scher- und Duktilbruchversagen eines hochfesten Blechwerkstoffs an der Schnittkante. Da eine Schnittkante normalerweise unter Auftreten von Scher- und Duktilbruch versagt, ist ein Konzept zu implementieren, welches beide Versagensarten numerisch berücksichtigt.

In klassischen Umform- und Schneidsimulationen sind Werkzeugflächen in der Regel starr formuliert [BBB00, Ham07, HGD03, KS06, KSR01, Sid09]. Dies führt zu einer inkorrekten Wiedergabe der Werkzeugform, da diese sich in der Realität unter Last verformt. Der Einfluss der Werkzeugsteifigkeit ist für den Schneidprozess ebenfalls zu untersuchen und zu modellieren.

Zur Untersuchung von Werkzeugbelastungen ist die Auswertung von Spannungszuständen in Messerelementen erforderlich, welche in starr formulierten Elementen aufgrund fehlender relativer Knotenverschiebungen nicht auftreten. Eine Problema-

tik im Schneidprozess ist die Entstehung von starken Beschleunigungen in alle Koordinatenrichtungen. Diese Beschleunigungen stellen ein Problem für die Werkzeugmaschine dar, weshalb sie in den Untersuchungsgegenstand dieser Arbeit mit aufgenommen wird. Zu berücksichtigen ist deshalb die Art der Zeitdiskretisierung zur Charakterisierung des zu untersuchenden Systems. Sie entscheidet darüber, ob hochdynamische Bewegungen über die in Einzelsegmente unterteilte Zeitlinie hinweg genügend genau abgebildet werden können.

Die Verifikation des FE-Modells und der zugehörigen Simulationsmethodik erfolgt anhand eines Schneidversuchswerkzeugs für gerade Teilebeschnitte. Zur Validierung der Simulation wird die Messung von Prozessgrößen wie die Schneidspaltaufweitung und maximale Schneidkräfte herangezogen. Zusätzlich werden entstehende Bauteilschnittkanten anhand von Schnittflächenkenngrößen mit der FE-Simulation verglichen.

Im nächsten Schritt erfolgt die Anwendung von Optimierungsmethoden auf das Schneidsimulationsmodell für eine charakteristische Auswahl von höher- und höchstfesten Stahlwerkstoffen. Der Schwerpunkt der Optimierung wird dabei auf die Variation von Schneidkantengeometrien gelegt. Als spezieller Untersuchungsgegenstand gilt die Betrachtung von Segmentbeschnitten mit Einbringung einer Vordehnung unmittelbar vor dem Auftreffen der Messerschneidkante auf den Blechwerkstoff.

Ist durch die Geometrievariation ein Einfluss auf den Schneidprozess zu beobachten, soll eine finale Validierung optimierter Geometrien die Aussagesicherheit noch einmal bestätigen. Der vollständige Versuchsablauf ist in Bild 4.1 dargestellt.

4.1 Versuchsplan

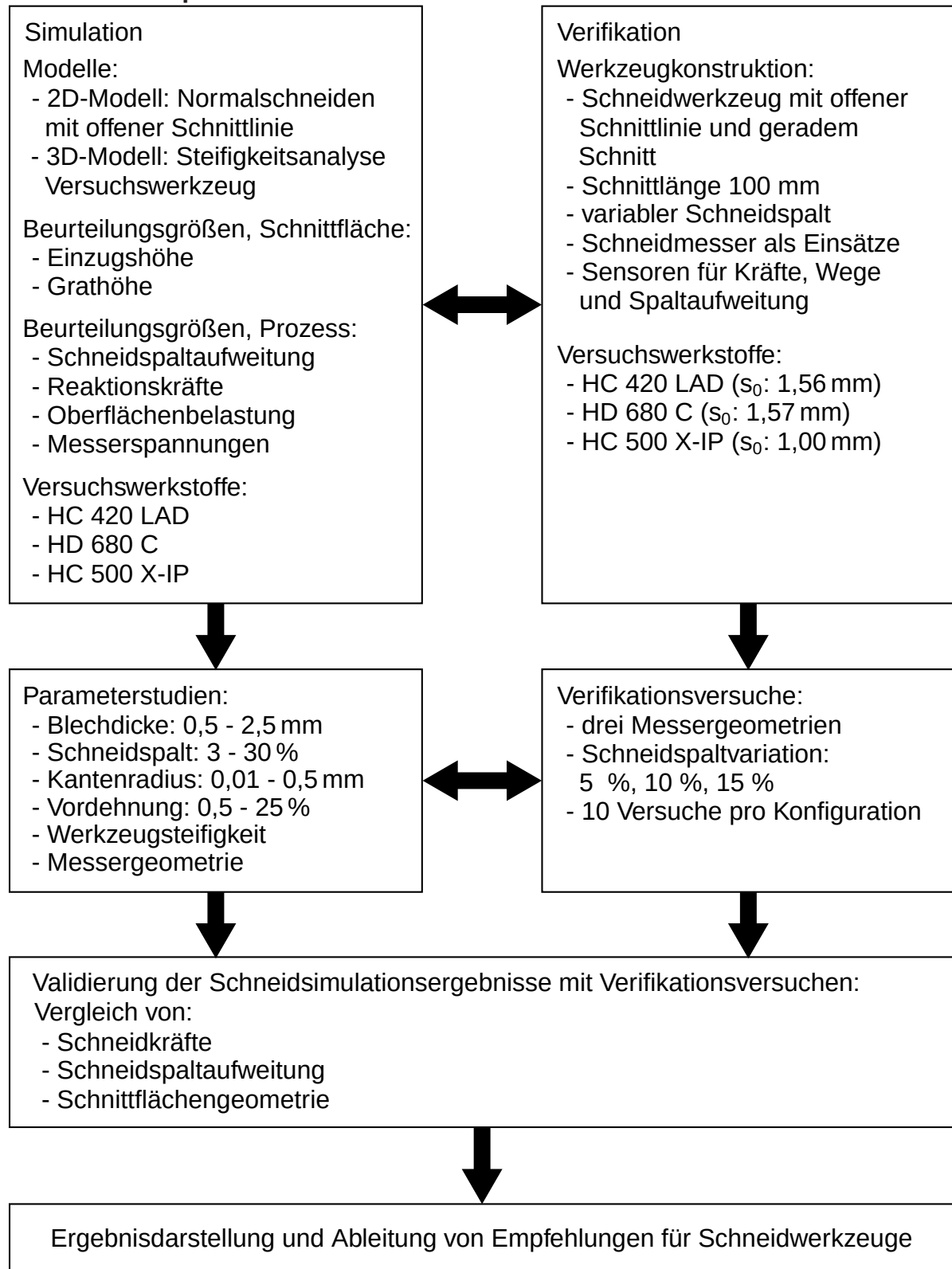


Bild 4.1: Versuchsplan

4.2 Versuchseinrichtungen

Versuchspresse

Die eingesetzte Versuchspresse ist eine hydraulische Presse der Firma Müller-Weingarten mit der Bezeichnung SLZ250 12,5.4.3 (vgl. Bild 4.2). Der maximale Arbeitshub beträgt 880 mm. Die maximale Nennkraft des Stößels beträgt 2500 kN.



Bild 4.2: Hydraulische Versuchspresse, Firma Müller-Weingarten

Werkzeug

Zur Validierung der Berechnungsergebnisse wird ein Versuchswerkzeug gefertigt (vgl. Bild 4.3, 4.4, 4.5, 4.6, 4.7), das einen geraden Schnitt mit einer Schnittlänge von maximal 100 mm ausführt. Eine Anforderung an die Schneidelemente ist die Realisierung der Einstellmöglichkeit beliebiger Schneidspalte zwischen 0,05 und 0,6 mm. Die Schneidmesser werden als eingepasste Wechseleinsätze vorgesehen. Die Fixierung erfolgt über zwei Langlöcher, die eine Verschiebung in Vorschubrichtung ermöglichen. Der Niederhalter wird an der Kopfplatte des Werkzeugs angebracht und baut

seine Kraft linear über ein Paket von Schraubenfedern auf.

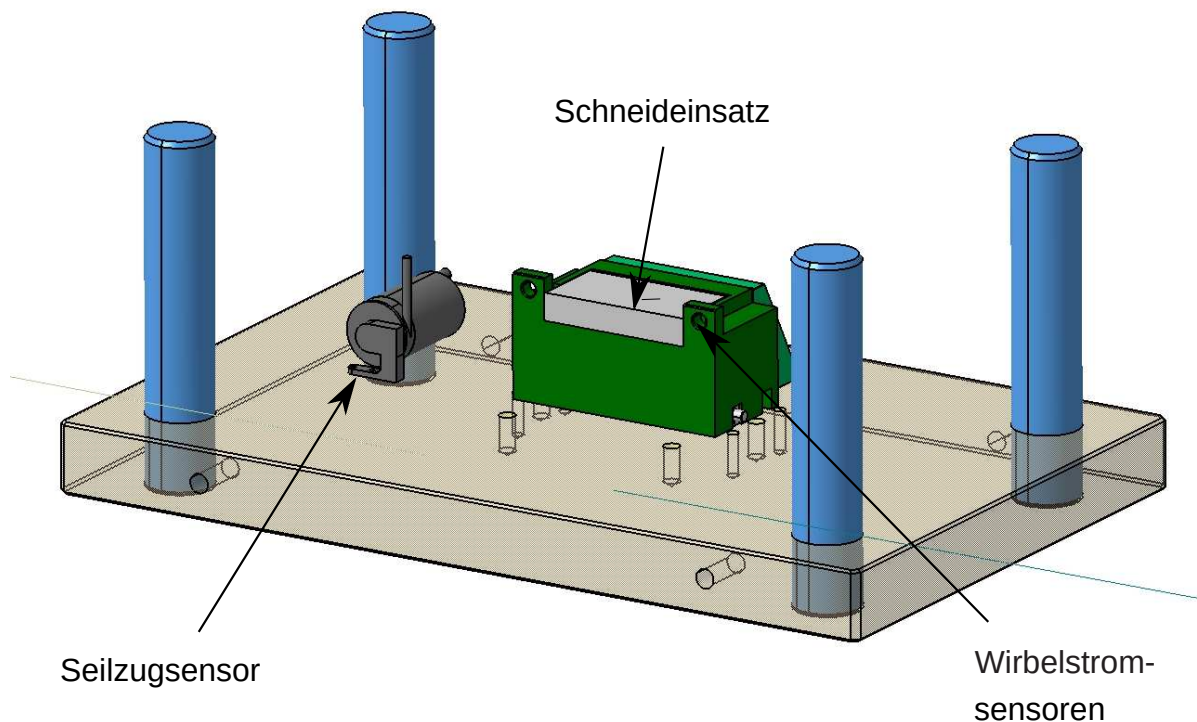


Bild 4.3: Werkzeugunterteil (Grundplatte: 700 x 400 mm) - Ansicht: Schneidkante

Sensoren

Zur Messung der Veränderung des Schneidspalts während des Schneidvorgangs werden am Ober- und Untermesser insgesamt sechs Wirbelstromsensoren des Typs eddyNCDT 3010 S2 der Firma Micro-Epsilon angebracht (vgl. Bild 4.8). Davon werden jeweils zwei Sensoren zur Messung der Einzelverschiebungen auf die Rückseiten der Messeraufnahmen gerichtet. Ein weiteres Sensorpaar misst die Schneidspaltveränderung zwischen beiden Messern (vgl. Bild 4.9). Messverstärker erzeugen für den Messbereich von 2 mm eine Messspannung von 0 bis 10 Volt. Die statische Auflösung des Sensors beträgt laut Angabe des Herstellers $0,1 \mu\text{m}$ mit einer Reproduzierbarkeit des Messergebnisses von $0,2 \mu\text{m}$.

Die Messung der Obermesserbeschleunigung wird mittels einem Ceramic Shear Triaxial-Beschleunigungssensor, 1000 g der Firma Kistler durchgeführt. Über den Vier-Kanal TEDS Piezotron®-Kuppler 5134B1(E) erzeugt der Sensor ebenfalls eine Messspannung von 0-10 Volt für alle Koordinatenrichtungen in einem Messbereich

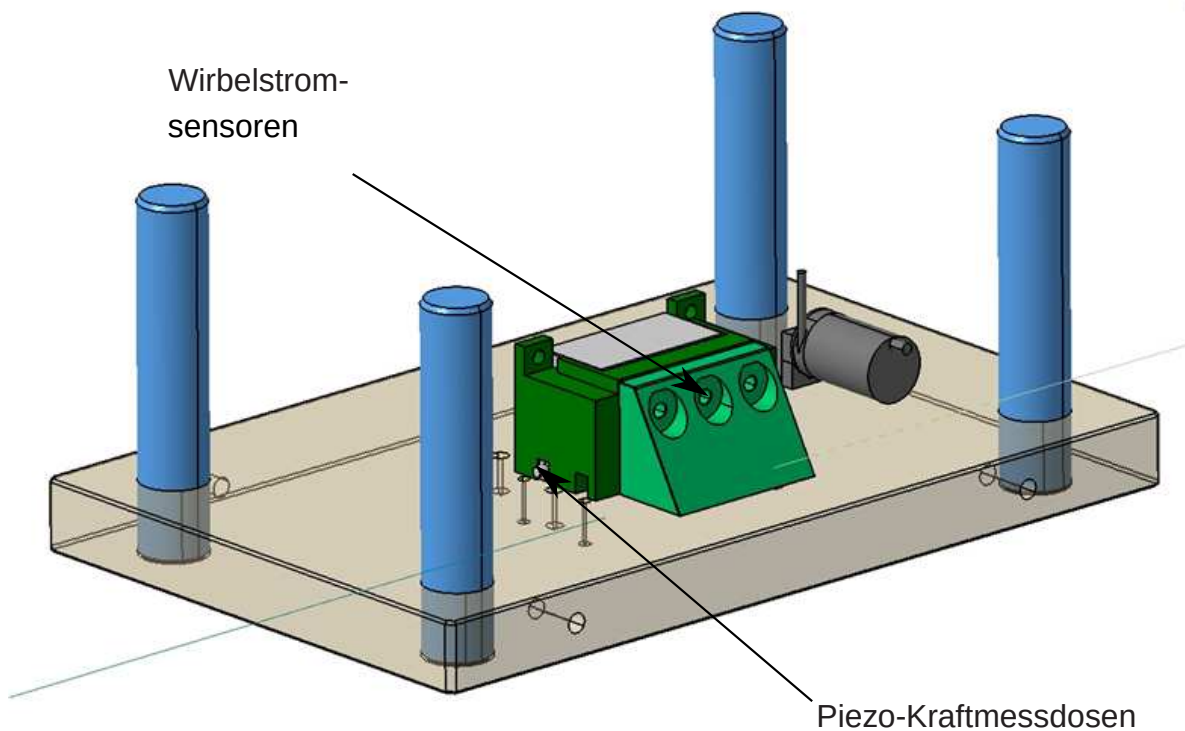


Bild 4.4: Werkzeugunterteil - Ansicht: Rückseite

von 0 bis 1000 g.

Ein Seilzugsensor der Firma Micro-Epsilon vom Typ WDS-1000-MP-C-P verbindet Grund- und Kopfplatte und misst den Stößelabstand. Die Ausgabe des 0 bis 10 Volt Messsignals erfolgt über einen sensorspezifischen Wandler.

Ober- und Untermesser werden mit ihren Grundplatten über jeweils drei Piezo-Kraftmessdosen der Firma Kistler verbunden. Jede Kraftmessdose hat einen Messbereich von 0 bis 80 kN. Die Ladungsmessung und Signalverarbeitung findet über das zentrale Messverstärkersystem MGCPlus der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH statt.

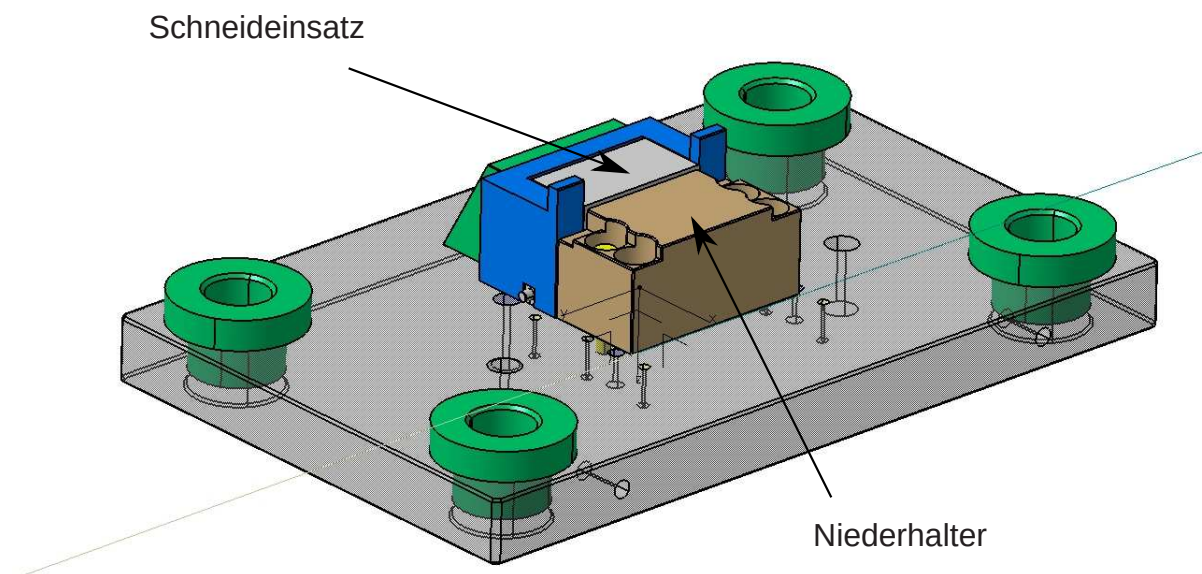


Bild 4.5: Werkzeugoberteil - Ansicht: Schneidkante

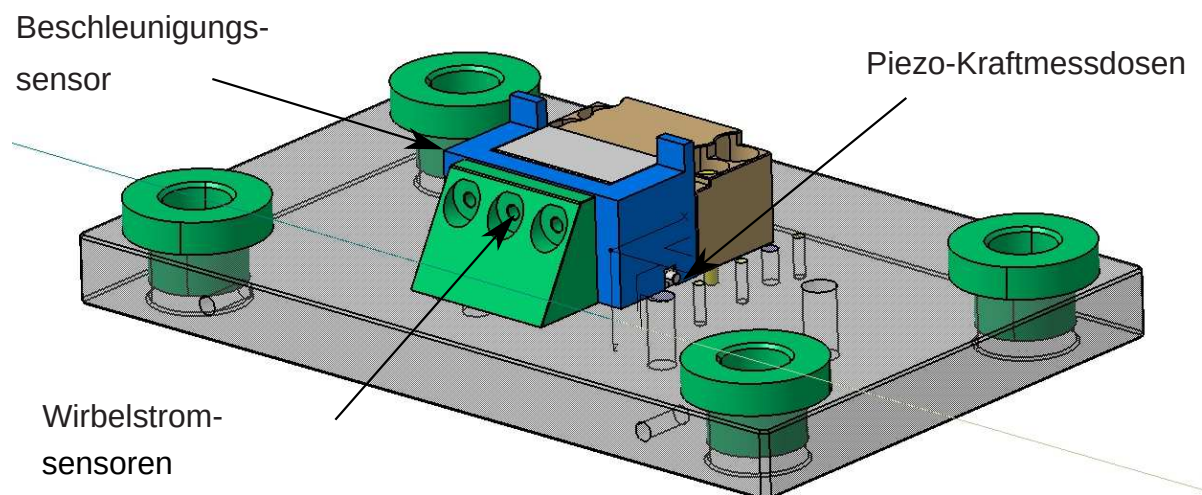


Bild 4.6: Werkzeugoberteil - Ansicht: Rückseite

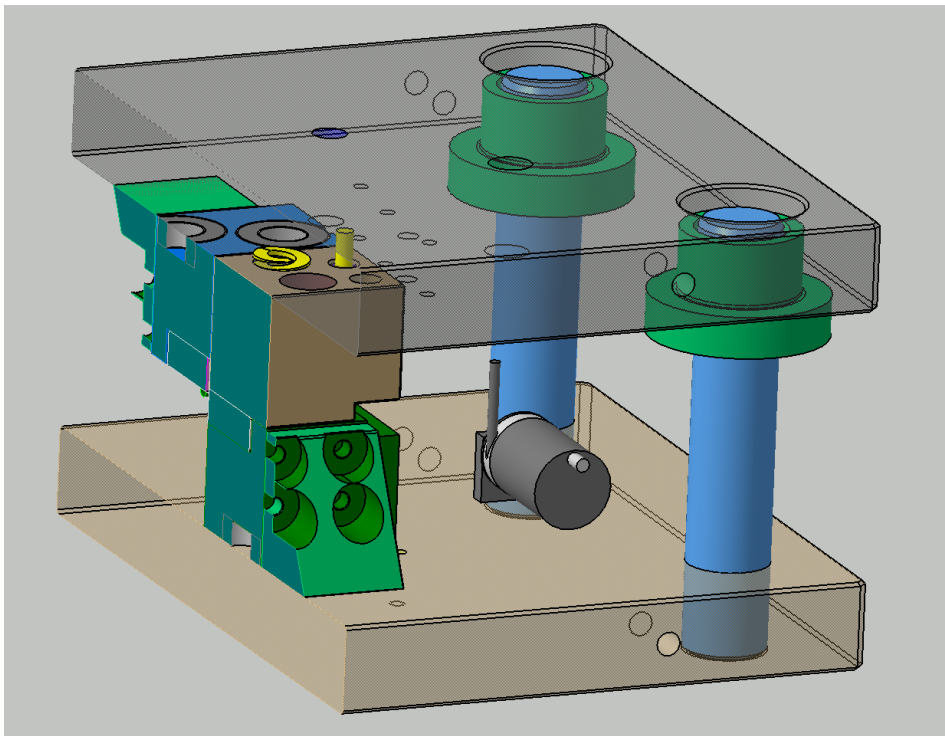


Bild 4.7: Versuchswerkzeug

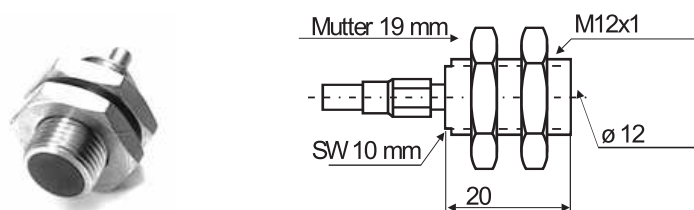
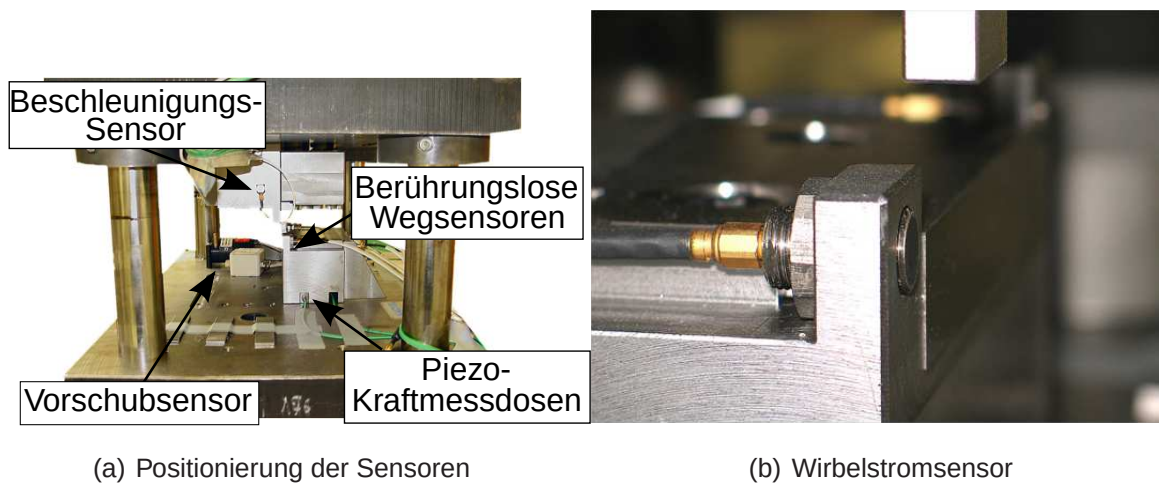


Bild 4.8: Wirbelstromsensor eddyNCDT3010 S2, Firma Micro-Epsilon



(a) Positionierung der Sensoren

(b) Wirbelstromsensor

Bild 4.9: Sensoranordnung im Versuchswerkzeug

5 FE-Schneidanalyse

5.1 Modellbildung

Als FEM-Berechnungssoftware kommt Abaqus/EXPLICIT mit dynamisch-expliziter Zeitintegration zum Einsatz. Das Abaqus-Anwendungspaket wird mit dem visuellen Preprozessor Abaqus/CAE ausgeliefert, in dem die Modellierung und Vernetzung der Geometrien erfolgt, die im folgenden Kapitel beschrieben werden.

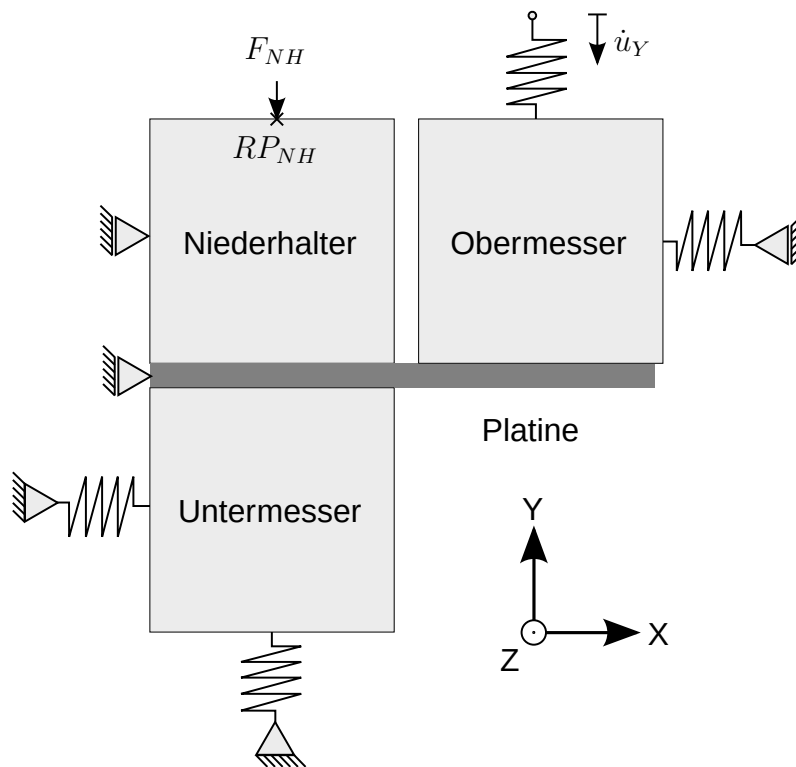
Für eine anfängliche Betrachtung der generellen Machbarkeit wird ein parametrisches 2D-Schneidsimulationsmodell aufgebaut und anschließend auf eine 3D-Modellierung erweitert.

5.1.1 Entwicklung eines parametrischen 2D-Schneidsimulationsmodells

Konzeptionell gilt es, die Querschnittskonturen von Obermesser, Untermesser, Platine und Niederhalter im unmittelbaren Bereich der Trennzone im Preprozessor abzubilden. Dazu wird im Folgenden auf die Besonderheiten der einzelnen Geometrien sowie auf die zu setzenden Randbedingungen eingegangen. Bild 5.1 zeigt den prinzipiellen Aufbau des zu erzeugenden Schneidmodells.

Das Modell wird aus zwei Gründen von einem reinen 2D-Modell auf ein 3D-Modell erweitert. Die Anwendung des von Abaqus/EXPLICIT angebotenen General Contact (vgl. Kap. 2.4.5) erfordert die Modellierung im dreidimensionalen Raum. Einen weiteren Vorteil bietet das 3D-Modell bei der späteren Abbildung von verschiedenen Schnittlinien. Mit einer Extrusion aller im Folgenden beschriebenen Geometrien entlang einer virtuellen Schnittlinie kann eine parametrisch gesteuerte 3D-Simulation aufgebaut werden. Die vorliegende Arbeit beschränkt sich jedoch auf die Modellierung der Dicke durch eine einzige Elementreihe mit einer Tiefe von 0,1 mm, um den Berechnungsaufwand soweit wie möglich zu reduzieren. Der Translationsfreiheitsgrad in Z-Richtung, sowie die Rotationsfreiheitsgrade um die X- und die Y-Achse werden für das gesamte Modell gesperrt.

Das Koordinatensystem definiert sich für die vorliegende Arbeit wie in Bild 5.1 gezeigt. Die X-Koordinate liegt horizontal senkrecht zur Arbeitsrichtung und ist von Untermesser zum Obermesser orientiert. Die Y-Koordinate wird vertikal zur Arbeitsrichtung orientiert. Die Z-Achse ergibt sich aus den Regeln für ein rechtshändig kartesisches Koordinatensystem. Die Rotation in der XY-Ebene ist mathematisch positiv, also gegen den Uhrzeigersinn definiert.



$\dot{u}_Y$: Bewegungsrandbedingung F_{NH} : Niederhalterkraft RP_{NH} : Referenzpunkt

Bild 5.1: Prinzipbild eines 2D-Schneidmodells

Die Kontur des Niederhalters wird durch eine einfache Rechtecksgeometrie dargestellt. Der Körper wird durch starre Elemente des Typs R3D4 (vgl. Kap. 2.4.3) diskretisiert und erhält eine Punktmasse als Ersatzmasse im Referenzpunkt RP_{NH} . Die Abmaße der Geometrie betragen in der Breite und in der Höhe jeweils 20 mm. Der Referenzpunkt wird an der Seitenhalbierenden der Oberkante platziert und gilt als Angriffspunkt für die Randbedingung der Niederhalterkraft F_{NH} . Die Platzierung des Referenzpunktes kann in einem starr formulierten Körper beliebig gesetzt werden, da der gesamte Körper monolithisch auf Randbedingungen reagiert. Die Niederhalterkraft wirkt in negative Y-Richtung auf den Referenzpunkt und kann in ihrem Betrag frei definiert werden. Bis auf Weiteres wird sie auf einen Wert von 15% der erwarteten maximalen Schneidkraft gesetzt. Die Unterkante dient als spätere Kontaktfläche zur diskretisierten Platine. Eine weitere Randbedingung für den Niederhalter ist die Sperrung des translatorischen Freiheitsgrades in X-Richtung, der die konstruktive Führung des Niederhalters entlang der Y-Richtung simuliert.

Die Platine wird ebenfalls als Rechteckkontur erstellt. Die Diskretisierung erfolgt mit

Hexaeder-Volumenelementen des Typs C3D8R mit Hilfe des in Abaqus/CAE integrierten Vernetzungsprogramms (vgl. Kap. 2.4.3). Der Vernetzung der Platine kommt eine zentrale Bedeutung in Bezug auf das Simulationsergebnis zu. Um eine Vernetzung ausreichender Güte zu erreichen, wurden verschiedene Voruntersuchungen angestellt. Als erfolgversprechend stellte sich eine Unterteilung der Platine in drei Zonen heraus. Es wird unterschieden zwischen der Trennzone, der Transitionszone und der Restzone (vgl. Bild 5.2).

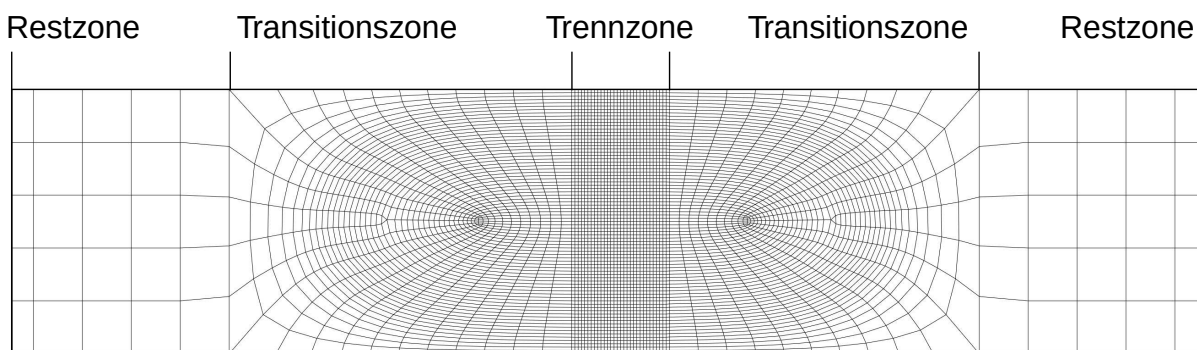


Bild 5.2: Zonenbasierte Platinenvernetzung

Eine Ausgangskantenlänge der Hexaederelemente in der Trennzone muss zur detailgetreuen Abbildung von Schnittkanten zwischen 0,02 mm und 0,05 mm liegen. Größere Kantenlängen führen im Ergebnis gerade bei geringeren Blechdicken ab ca. 1,2 mm zu einer stark diskretisierten Schnittkantenabbildung. Kleinere Kantenlängen reduzieren den kritischen Zeitschritt und führen zu einem starken Anstieg der benötigten Rechenzeit. Die Trennzone muss den Bereich umfassen, in dem theoretisch die Schnittkante entstehen kann.

Die Vernetzung in der Transitionszone erfolgt mittels des Advancing-Front-Vernetzungsalgorithmus [Aba07b]. Die Elementgröße wird von der Restzone ausgehend zur Trennzone hin kleiner und bildet damit den Übergang beider Zonen. Die Größe der Transitionszone ist so zu wählen, dass der erwartete Kanteneinzug in der Transitionszone von der Diskretisierung unbeeinflusst abgebildet werden kann.

Die Kantenlänge in der Restzone ist derart zu wählen, dass die Blechgeometrie in Dickenrichtung mit fünf Elementen diskretisiert wird.

Die Kontur von Ober- und Untermesser stellt eine Rechteckgeometrie mit Kantenverrundung an der Schnittkante dar (vgl. Bild 5.3). Die Vernetzung erfolgt hier ebenfalls mit Elementen des Typs C3D8R (vgl. Kap. 2.4.3). Die Messerstirnläche

kann parametrisch in einem beliebigen Winkel eingestellt werden, um verschiedene Bauteillagen darzustellen. Die Abmaße der Geometrien betragen in der Breite und in der Höhe jeweils 20 mm.

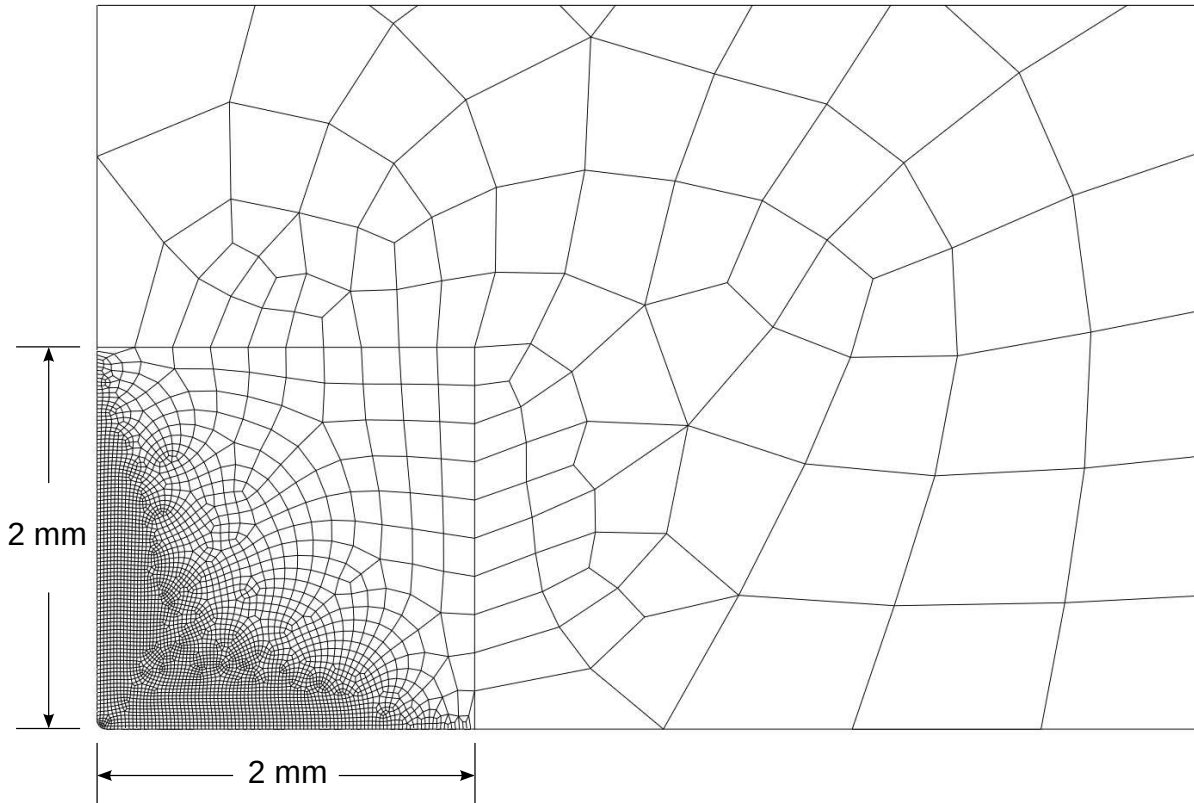


Bild 5.3: Vernetzung der Obermesserkante

Die Werkstoffbeschreibung der Messergeometrien erfolgt durch Angabe der Dichte ρ und des E-Moduls E und der Querkontraktionszahl ν für Werkzeugstahl. Der E-Modul E wird mit 210000 N/mm^2 und die Querkontraktionszahl ν mit 0,3 definiert. Die Verbindung des Untermessers mit einem Fixpunkt erfolgt über ein einzelnes Konnektor-Element CONN3D2 (vgl. Kap. 2.4.3), das in X- und in Y-Richtung über unterschiedliche Federsteifigkeiten ersatzweise die Elastizität des Werkzeugunterteils abbilden kann (vgl. Bild 5.4 (a)). Durch diese Substrukturierung entfällt die vollständige Modellierung des Werkzeugunterteils. Die Ermittlung der Federsteifigkeitswerte wird in Kap. 5.1.4 behandelt. Analog dazu wird das Obermesser über ein Konnektoren-Element CONN3D2 mit einem Referenzpunkt verbunden (vgl. Bild 5.4 (b)). Dieser Referenzpunkt wird für Bewegungen in X-Richtung gesperrt und erhält als Bewegungsrandbedingung eine zeitabhängige Geschwindigkeit $\dot{u}_z$, die Stößelgeschwindigkeit. Diese kann beliebig über eine Geschwindigkeits-Zeit-Kurve eingestellt

werden und so die Bewegungskarakteristiken von hydraulischen Pressenantrieben annehmen.

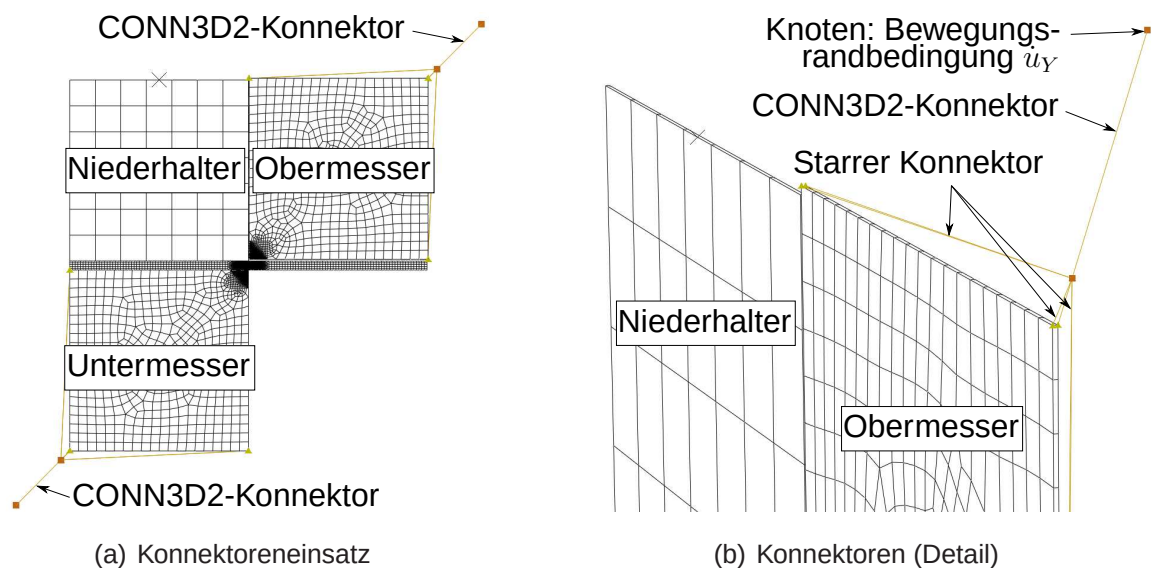


Bild 5.4: Substrukturierung mittels Konnektoren

Der Kontakt zwischen den geometrischen Körpern wird im Rahmen der Modellbildung für alle Flächen über die Option *General Contact* definiert und aktiviert (vgl. Kap. 2.4.5). Für die erst während der Simulation neu entstehende Schnittfläche muss die Kontaktbedingung in der Berechnung ebenfalls gelten. Dies ist unerlässlich, da über den Schnittflächenkontakt mit dem Obermesser ebenfalls Kräfte übertragen werden müssen. Hier kommt ebenfalls der *General Contact* zum Einsatz.

5.1.2 Arbitrary-Lagrangian-Eulerian-Integration

Im Simulationslauf tritt in der Trennzone der Platinengeometrie eine starke Verzerung des FE-Netzes aufgrund der Scherung des Werkstoffs in der Trennzone auf. Diese führt zu stark deformierten finiten Elementen und damit potenziell zu Fehlern in den Berechnungsergebnissen. Bisher war es deshalb bei Schneidsimulationen gängige Praxis, die Platinengeometrie über den Simulationslauf hinweg mehrfach neu zu vernetzen um die Netzqualität zu erhalten und damit die Berechnungsstabilität zu gewährleisten.

Zur Vermeidung der Neuvernetzung wird auf eine Teilgeometrie der Platinen selektiv das ALE-Verfahren angewendet (vgl. Kap. 2.4.8). Die Trennzone der Platinengeometrie wird entsprechend als ALE-Domäne definiert. Die Vernetzung in dieser Domäne wird in jedem zehnten Zeitinkrement vom Solver auf Verzerrungen untersucht und

ggf. automatisiert angepasst.

Die positive Wirkung des ALE-Verfahrens auf die Vernetzungsqualität in der Trennzone der Platine konnte in Einzelberechnungen nachgewiesen werden. Aufgrund der signifikanten Verbesserung der Netzqualität über den gesamten Prozess hinweg, wird die Methode der manuellen Neuvernetzung der Platinengeometrie während der Simulationsläufe nicht weiter untersucht.

5.1.3 Systemgrenzen

In der vorliegenden Arbeit gilt die äußere Umrandung der Werkzeugkonstruktion als Systemgrenze.

5.1.4 Konstruktionsabhängige Werkzeugsteifigkeit

Die Steifigkeit des Schneidwerkzeugs hängt maßgeblich von folgenden Größen ab:

- Elastizitäts-Modul der verwendeten Werkstoffe
- Geometrie der Werkzeugkonstruktion
- Art der Werkzeugführung und Führungsspiele

Zur Ermittlung der Gesamtfedersteifigkeit eines Werkzeugs bietet sich eine Steifigkeitsuntersuchung mit der FEM aus folgenden Gründen an:

- Werkzeugkonstruktionen sind als 3D-Volumenmodell verfügbar und können mit minimalem Aufwand in FE-Systeme geladen werden.
- Die Bewertung der Steifigkeit kann vor der eigentlichen Fertigung des Werkzeugs erfolgen.
- Tatsächliche Abmaße des Werkzeugs spielen eine untergeordnete Rolle.
- Eine Empfehlung zur idealen Steifigkeit kann in den weiteren Konstruktionsprozess einfließen.
- Es ist keine Labortechnik erforderlich.

Da es sich um eine statische FE-Methode handelt, wird für die Ausführung auf den impliziten Solver Abaqus/STANDARD aus dem Abaqus FE-Paket zurückgegriffen. Als

CAD-Applikation wird Dassault Catia V5 vorausgesetzt. Im Folgenden wird die verwendete Methodik zur Ermittlung der mittleren Federsteifigkeit einer beliebigen Werkzeugkonstruktion beschrieben:

1. Entfernung aller Konstruktionsdetails, die keinen oder unwesentlichen Einfluss auf die Werkzeugsteifigkeit haben (z. B. Fasen, Kantenradien, Löcher, ...)
2. Boolesche Addition aller Teilgeometrien zu einer Gesamtgeometrie mit nur einer Volumenzelle
3. Export in ein volumenfähiges herstellernerutrales Dateiformat (z. B. Initial Graphics Exchange Specification, IGES)
4. Import der Geometriedefinition in Abaqus/CAE
5. Vernetzung der Werkzeuggeometrie und Zuweisung von E-Modul und Querkontraktionszahl für Stahl
6. Setzen der Randbedingungen für feste Einspannung an Kopf- und Grundplatte des Werkzeugs
7. Setzen der Randbedingung für Auslenkung der Messerkanten in bzw. quer zur Arbeitsrichtung um 1 mm
8. Durchführung einer statischen Berechnung
9. Ausgabe der Summe aller maximalen Reaktionskräfte an den Knoten der Messerkanten, jeweils getrennt für Ober- und Untermesserkonstruktion

Die Vorgehensweise wird ab Punkt 7 für die Ermittlung der Federsteifigkeiten in und senkrecht zur Arbeitsrichtung getrennt durchgeführt. Nach Durchführung beider Berechnungsläufe ergeben sich vier Federsteifigkeitswerte, jeweils für Ober- und Untermesser in X- und Y-Richtung. Diese Werte sind bezogen auf die Länge der Messerkanten. Da das Schneidsimulationsmodell die Angabe der Steifigkeitswerte für eine Schnittlänge von 0,1 mm erfordert, werden alle ermittelten Federsteifigkeiten durch das zehnfache der Schnittlänge der Werkzeugkonstruktion, gemessen in mm, dividiert.

Bild 5.5 zeigt das Deformationsbild des Versuchswerkzeugs durch Messerauslenkung während des Prozesses der Steifigkeitsermittlung. Durch Definition der

Verschiebungs-Randbedingung von 1 mm entspricht der Betrag der Steifigkeit dem Betrag der Reaktionskraft des entsprechenden Messers, und kann somit direkt abgelesen werden.

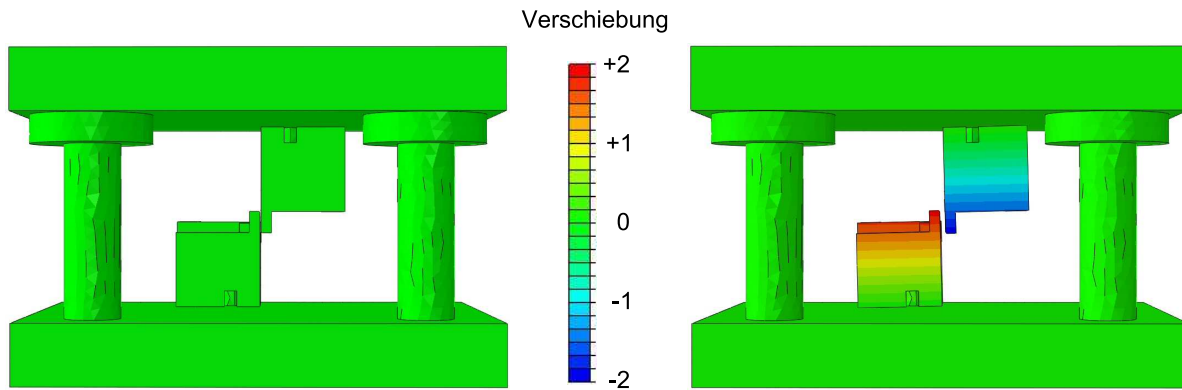
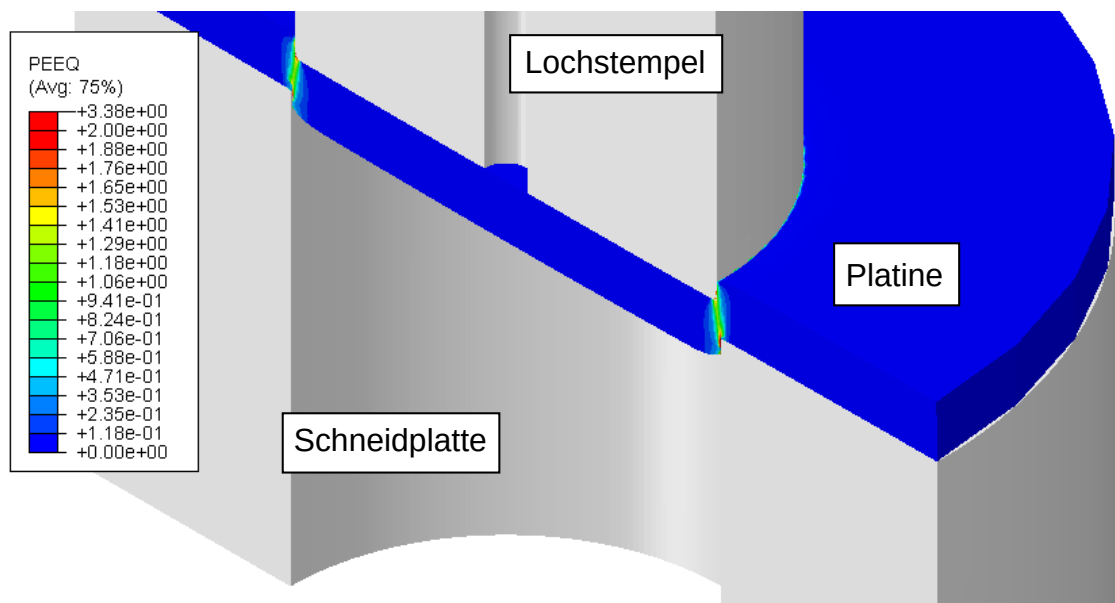


Bild 5.5: Ermittlung der Versuchswerkzeugsteifigkeit senkrecht zur Arbeitsrichtung (zweifach überhöht)

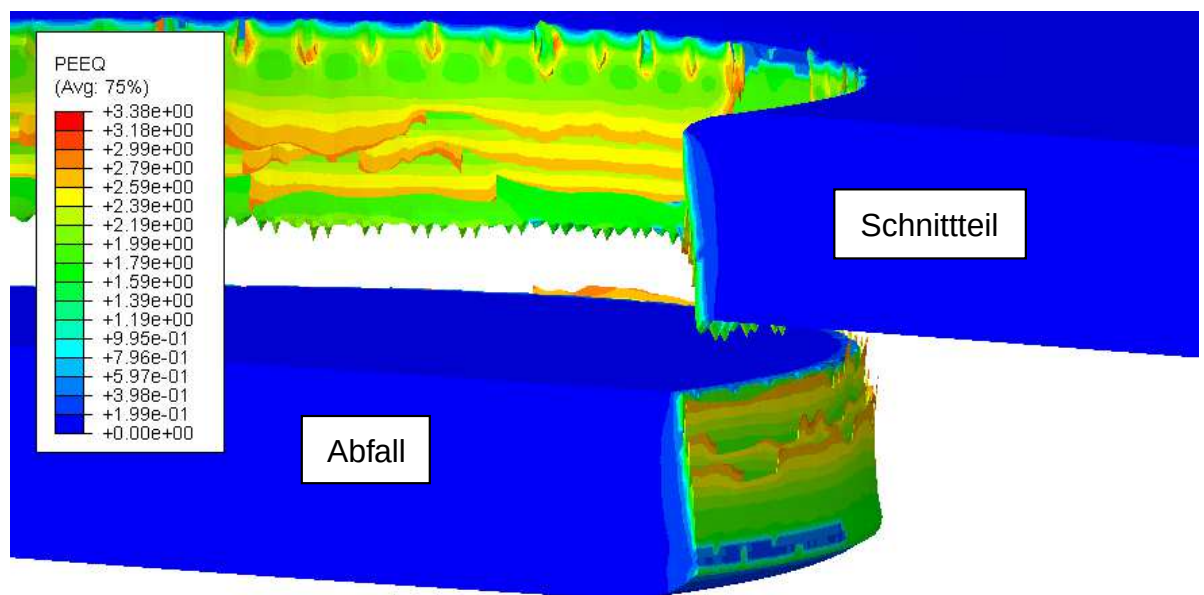
5.1.5 Entwicklung eines 3D-Schneidsimulationsmodells

Bild 5.6 zeigt die Umsetzung einer 3D-Schneidsimulation anhand eines Lochstempelmodells. Modelliert wurde hierbei die unmittelbare Umgebung der Schnittlinie mit einem deformierbaren Lochstempel sowie einer elastischen Schneidplatte. Der Niederhalter wurde als starrer Körper modelliert. Die Umsetzung demonstriert eine grundsätzliche Realisierbarkeit von stabiler Versagensabbildung des Platinenwerkstoffs in elementreichen Modellen mit dem gewählten Solver, da kein Berechnungsabbruch erfolgte.

Aufgrund der Anzahl der benötigten finiten Elemente ist die Berechnung solcher Simulationen jedoch sehr ressourcenintensiv. Sie eignen sich bei aktuellen Rechenzeiten nicht für die Durchführung von Grundlagenuntersuchungen, die eine große Zahl von Berechnungsläufen erfordern. Für die vorliegende Arbeit kommen sie deshalb nicht in Betracht und werden nicht weiter ausgeführt.



(a) Lochstempel (Niederhalter ausgeblendet)



(b) Schnittkante

Bild 5.6: Simulationsbild eines 3D-Lochmodells, Abbildung der plastischen Ver-
gleichsdehnung (PEEQ)

5.2 Simulation

5.2.1 Dynamik des Schneidens

Im Schneidprozess treten elastische Verformungen von Presse und Werkzeugelementen in alle Raumrichtungen auf. Beim Aufsetzen des Obermessers leistet der

Schnittwerkstoff Widerstand. Mit steigenden Festigkeiten der Blechwerkstoffe steigt auch in der Folge das Niveau der Verspannungen des Werkzeugs und der Werkzeugmaschine. Beim Durchbrechen des Werkstoffs wird diese Verspannung unter hoher Beschleunigung des Stößels frei. Diese Beschleunigung führt zu einem Ausschwingen aller beteiligten Komponenten, der sogenannte Schnittschlag tritt auf [vS08]. Zusätzlich entstehen Verschiebungen der Schneidmesser durch den Schneidspalt. Die Ober- und Untermesserkräfte, die durch den Schneidspalt nicht in einer Linie wirken, erzeugen ein Moment M , das zu den Kontaktnormalkräften F_H und F'_H auf die Mantelflächen quer zur Arbeitsrichtung führt (vgl. Bild 2.5). Zusätzlich auftretende Abdrängkräfte durch in den Schneidspalt gepressten Blechwerkstoff verstärken diesen Effekt. Eine Weitung des Schneidspalts mit Einfluss auf das Schnittergebnis sowie die Schneidmesserbeanspruchung sind die Folge.

5.2.1.1 Abbildung nichtlinearer Stößelgeschwindigkeiten

Je nach Prozessgeschwindigkeit und Masse der Werkzeugaktivelemente treten die Verformungen unter hoher Dynamik auf. Zur realitätsnahen Darstellung der Schneidmesserdynamik wird die nichtlineare Weg-Zeit-Kurve der Stößelbewegung über eine tabellarisch beschriebene Kurve definiert (vgl. Bild 5.7). Unter Berücksichtigung einer parametrisch vorgegebenen Arbeitsgeschwindigkeit, der Blechdicke sowie dem Blechlagewinkel erlaubt die Geschwindigkeitskurve eine exakte Definition der Schneidgeschwindigkeit sowie der Beschleunigungen und Verzögerungen des Obermesserreferenzpunktes analog zu einem hydraulischen Pressenstößel. Da die Verweilperiode im unteren Umkehrpunkt keinen Einfluss auf die Untersuchungsergebnisse hat, wird auf eine Modellierung im Hinblick auf eine Verkürzung der benötigten Rechenzeiten verzichtet und die Stößelbewegung in eine lineare Bewegung mit quadratischer Umkehr überführt (vgl. Bild 5.7).

5.2.1.2 Analyse der Schneidspaltaufweitung

Vor allem beim Schnitt mit offener Schnittlinie erfolgt eine Verdrängung der Messerkanten senkrecht zur Bewegungsrichtung des Werkzeugoberteils. Diese Auslenkungen sind dynamischer Natur und stellen einen sehr starken Einfluss auf die Beanspruchung der Messerschneidkanten dar. Zur Erfassung der Auslenkung in der elastisch modellierten Ober- und Untermesserkonstruktion werden virtuelle Referenzpunkte an den Stirn- und Mantelflächen an den Schneidkanten beider Schneidmesser defi-

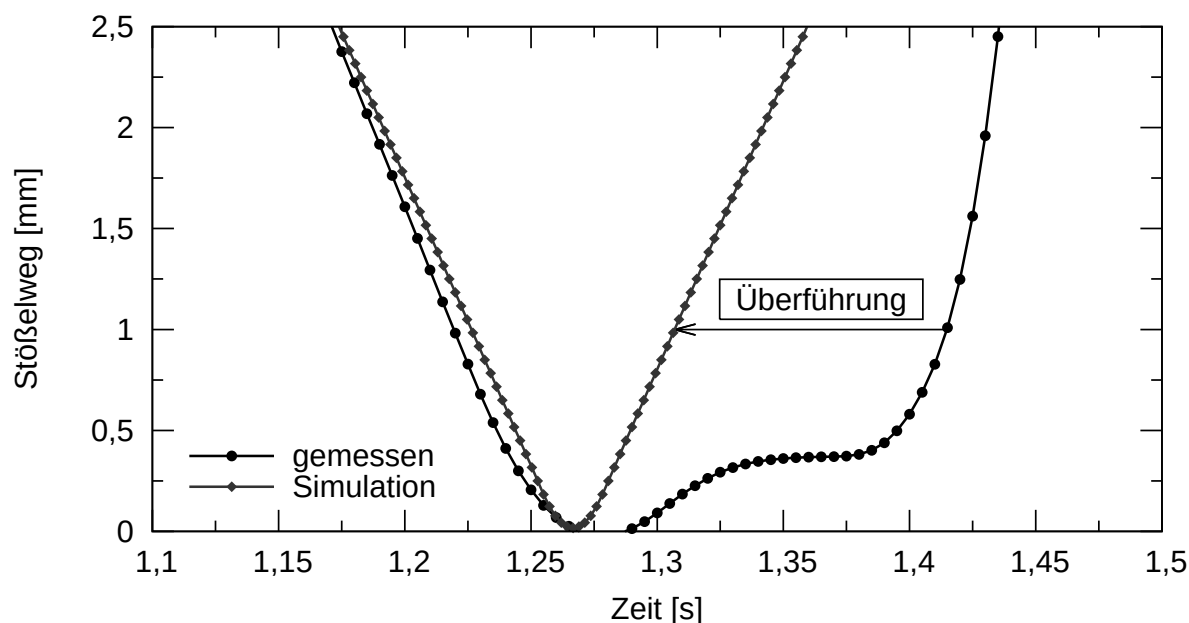


Bild 5.7: Reale und modellierte Weg-Zeit-Kurve für den Stößelhub

niert (vgl. Bild 5.8). Anhand der Wegkurven dieser Referenzpunkte erfolgt eine Auswertung der Schneidspaltaufweitung über die Zeit.

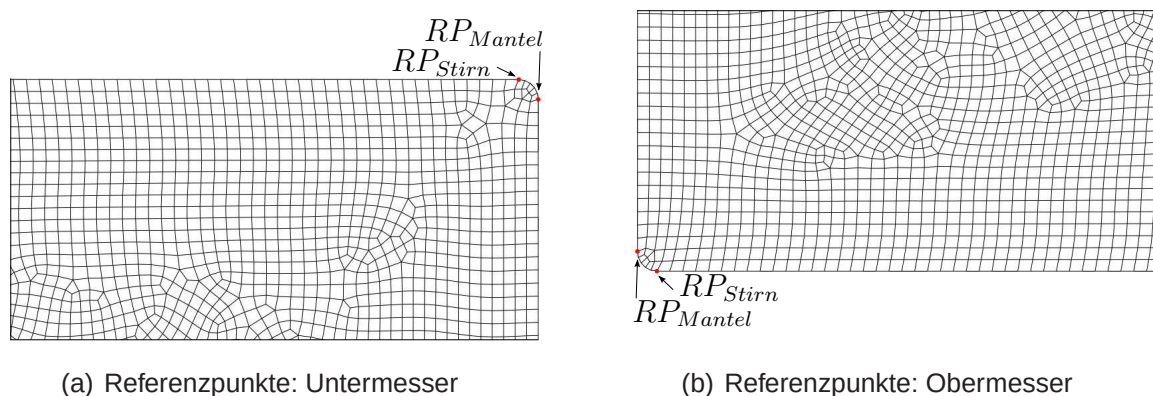


Bild 5.8: Schneidspaltanalyse anhand von Messer-Referenzpunkten

5.2.2 Entwicklung von Ergebnis- und Optimierungsgrößen

Das vorrangige Ziel der vorliegenden Arbeit ist das Erreichen eines Gesamtoptimums des Schneidprozesses unter Einbeziehung der Vielzahl unterschiedlicher Kombinationen von Randbedingungen. Dabei genügt die Betrachtung der erzeugten Bauteilqualität alleine nicht. Aufgrund zunehmend steigender Einmalkosten in Form von Investitionen und Betriebskosten für die Werkzeuge, ist eine Bewertung der Werkzeugbeanspruchung neben den Erfordernissen an die Bauteilqualität mit einzu-

beziehen. Die Bewertung der Simulationsergebnisse erfolgt anhand prozessspezifischer Ergebnisgrößen, die sowohl Schnittflächenkenngrößen als auch Kenngrößen zur Beurteilung der Werkzeugbeanspruchung beinhalten.

Oberflächenbeanspruchung der Messermantelflächen

Zur Beurteilung des abrasiven Verschleißes der Messermantelflächen wird die Kennzahl Sh_{sum} definiert, die auf dem Prinzip des Archard'schen Verschleißgesetzes beruht (vgl. Gl. (5.1) u. Kap. 2.3.2.1). Diese qualitative Kennzahl kann zur Optimierung der Verschleißbeständigkeit der Schneidmesser innerhalb einer Blechgüte mit konstanter Härte herangezogen werden. Die Reibgeschwindigkeit ist innerhalb eines Zeitschritts ebenfalls konstant (vgl. Bild 5.7). Der Reibweg ergibt sich somit direkt aus der Anzahl der Zeitinkremente, die von der Blechdicke bestimmt werden.

Im Simulationslauf erfahren die Randelemente des Obermessers, die mit den Elementen des Blechwerkstoffs in Kontakt treten, eine Kontaktnormal- sowie eine Kontaktscherkraft. In der Kennzahl werden alle Kontaktscherkräfte in Arbeitsrichtung aller Elemente des jeweiligen Schneidmessers über die Simulationszeit integriert. Dies entspricht der Summe der Produkte von Kontaktscherkraft F_{CShear} und Länge des Zeitinkrements Δt (vgl. Gl. (5.1)).

$$Sh_{sum} = \sum_{Elem} \int F_{CShear}(t) \cdot dt = \sum_{Elem} \sum F_{CShear}(t) \cdot \Delta t [Ns] \quad (5.1)$$

Maximales Spannungsaufkommen

Ein weiterer Versagensgrund von Schneidmessern ist die statische und dynamische Überbeanspruchung des Werkzeugwerkstoffs durch hohe Druck- und Schubspannungen. Die Charakteristik der Messerspannungen hat dabei einen wesentlichen Einfluss auf die Dauerfestigkeit der Schneidelemente. Die Quantifizierung auftretender Spannungen durch Laborversuche, z. B. durch Dehnungsmessung, ist jedoch technisch aufwändig. Die FE-Methode bietet die Möglichkeit, diese Spannungen anhand auftretender Knotenverschiebungen rechnerisch zu ermitteln und zu visualisieren. Anhand einer Kenngröße $\sigma_{v,max}$, die die größte im Elementverbund der Messer auftretende von Mises-Vergleichsspannung erfasst, erfolgt eine Bewertung des Ausbruchs- und Ermüdungsbruchversagens (vgl. Gl. (5.2)).

$$\sigma_{v,max} = \max(\sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x\sigma_y - \sigma_x\sigma_z - \sigma_y\sigma_z + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)}) \quad (5.2)$$

Die nicht-starre Modellierung der Messer erlaubt zudem die Berücksichtigung der elastischen Deformation der Schneidmesser, wie sie während des realen Prozesses auftritt. Mit zunehmenden Festigkeiten der Blechwerkstoffe gewinnt dieser Einflussfaktor an Bedeutung.

Maximalbeschleunigung des Obermessers

Im Moment des Durchbrechens des Blechwerkstoffs erfährt das Presse-Werkzeug-System eine maximale Beschleunigung in Arbeitsrichtung. Diese Beschleunigung ist Ursache von Vibrationen sowohl in der Werkzeugkonstruktion als auch in Antrieb und Rahmen der Arbeitspresse. Ein erhöhtes Ausfallrisiko vor allem in Befestigungselementen und Hydraulikleitungen ist die Folge. Es wird eine Größe $\ddot{u}_{y,max}$ definiert (vgl. Gl. (5.3)), die die qualitative Erfassung von Änderungen in den Beschleunigungsmaxima erlauben soll. Sie ergibt sich aus der maximalen Beschleunigung des Stirnflächen-Referenzpunktes in Arbeitsrichtung (vgl. Bild 5.8 (b))

$$\ddot{u}_{y,max} = \max(\ddot{x}_{y,RP_{Stirn}}) \quad (5.3)$$

Maximale Schneidkraft

Eine häufige Fragestellung ist die notwendige Presskraft zum Schneiden einer beliebigen Kontur unter gegebenen Randbedingungen. Die Ermittlung erfolgt über die Erfassung der maximalen Obermesserreaktionskraft $F_{s,max}$ im Punkt $RP_{Antrieb}$ während der Schneidsimulation (vgl. Gl. (5.4)). Sie wird als spezifische maximale Schneidkraft pro zehntel Millimeter Schnittlänge ausgegeben.

$$F_{s,max} = \max(F_{z,RP_{Antrieb}}) \quad (5.4)$$

5.3 Virtueller Versuch

Die im Folgenden beschriebene Versuchsgruppe dient zur Untersuchung und Optimierung beliebiger Schneidprozessparameter mit Hilfe der FE-Methode. Die Auswahl der zu variierenden Parameter (vgl. Kap. 5.3.1) erfolgt aus klassischen Experimenten zur Ermittlung der Sensitivität der Einflussgrößen. Anhand der statistischen Modellbildung sollen optimale Prozessfenster für den Karosserieteilebeschnitt ausgewiesen und die Methode in ihrer Wirkung bestätigt werden.

5.3.1 Parameteridentifikation

Im Folgenden werden die Parameter beschrieben, die im FE-Modell bzw. der Simulation variiert werden können.

Blechdicke s

Die Blechdicke ist eine maßgebliche Bauteileigenschaft in Bezug auf Steifigkeit und Festigkeit des darzustellenden Karosseriebauteils. Sie wird nach funktionalen und wirtschaftlichen Gesichtspunkten festgelegt und hat gleichzeitig erheblichen Einfluss auf den Fertigungsprozess.

Die Blechdicke ist eine geometrische Ausprägung des Modells, die mittels finiter Elemente diskretisiert wird. Wurde noch keine Schneidsimulation mit der gewünschten Blechdicke durchgeführt, ist eine Neugenerierung der Diskretisierung anhand vordefinierter Randbedingungen erforderlich. Die vorliegende Methode bildet diesen Vorgang über die Angabe der Blechdicke als Parameter vollautomatisiert ab.

Messerkantenradius r

Eine stark verrundete Schneidkante führt in der Regel zu einem höheren Umformvermögen des Werkstoffs in der Trennzone und damit zu verstärktem plastischem Fließen. Erhöhte Gratbildung ist die Folge. Die Verrundung kann konstruktions- und fertigungsbedingte aber auch prozessbedingte Ursachen, beispielsweise durch Kantenverschleiß, haben. Dem entgegen steht die Tatsache, dass eine geringe Kantenverrundung zu einem hohen Spannungsaufkommen in der Schneidkante führt. In der Folge steigt das Risiko von Kantenausbrüchen.

Ebenso wie die Blechdicke stellt die variable Messerkantenverrundung eine geometrische Größe dar, die in die Profilgeometrie der Schneidmesser eingeht. Die Geometrieerzeugung sowie die Diskretisierung erfolgen auch hier automatisch unter Angabe des gewählten Kantenradius.

Relativer Schneidspalt u_{rel}

Der relative Schneidspalt beeinflusst, wie in Kapitel 2.1.2 diskutiert, maßgeblich den Schneidprozess und das Schnittergebnis durch Veränderung der Krafteinleitung in

den Werkstoff.

Die Berücksichtigung des Schneidspalts erfolgt durch Repositionierung der Obermessergeometrie senkrecht zur Arbeitsrichtung, errechnet aus der festgelegten Blechwerkstoffdicke sowie dem parametrisch bestimmten relativen Schneidspaltwert.

Vorverfestigung in der Schnittlinie $\bar{\varepsilon}^{pl}|_0$

Die Regel beim Schneiden von Karosseriebauteilen ist das Vorliegen einer Verfestigung in der Trennzone des Blechwerkstoffs, entstanden z. B. mittels Durchlauf des Werkstoffs durch eine Ziehseiche. Diese Verfestigung kann den Prozessablauf verändern.

Soll die Verfestigung, z. B. ermittelt durch eine Umformsimulation, Berücksichtigung finden, wird sie parametrisch als plastische Vergleichsdehnung der Trennzone definiert. Die Verteilung der plastischen Dehnung erfolgt dabei homogen über die Werkstoffdicke.

Quersteifigkeit der Werkzeugkonstruktion D

Zur Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher Schneidspaltaufweitungen, die in direkter Korrelation mit der Steifigkeit der Werkzeugkonstruktion zusammenhängen, werden die Federsteifigkeit von Ober- und Unterteil des Werkzeugs quer zur Arbeitsrichtung als parametrische Eingabegrößen vorgesehen.

Blechlagewinkel α

In der Praxis werden Blechbeschnitte unter verschiedenen Blechlagewinkeln vorgenommen. In der vorliegenden Methode findet der Blechlagewinkel mittels Angabe eines absoluten Winkels zwischen Mantel- und Stirnfläche im Obermesser Berücksichtigung.

Anhand dieser parametrischen Angabe erfolgt eine Erzeugung der Obermesser-, Untermesser- sowie der Niederhaltergeometrie mit darauffolgender Diskretisierung. Zusätzlich werden die Rotation und die Position der Platine sowie die Stößelhubhöhe adaptiert. Weiterhin ist die Möglichkeit vorgesehen, verschiedene Winkel für Ober- und Untermesser getrennt darzustellen.

5.3.2 Grundlagenberechnungen

Die vorliegende Arbeit umfasst zwei Grundlagenuntersuchungen.

In Grundlagenuntersuchung 1 werden charakteristische Schneidsimulationen mit drei unterschiedlichen Werkstoffbeschreibungen durchgeführt und auf ihre allgemeine Anwendbarkeit hin untersucht (vgl. Kap. 2.2.4). Die mechanischen Werkstoffkennwerte wurden im einachsigen Zugversuch ermittelt (vgl. Kap. 6.4.1). Die Variation der Versuche beschränkt sich auf die Veränderung von vier Parametern mit angegebenen Parametergrenzen (vgl. Tab. 5.1).

Parameter	Untere Grenze	Obere Grenze
Blechdicke s	0,5 mm	2,5 mm
Schneidkantenradius r	0,01 mm	0,5 mm
Relativer Schneidspalt u_{rel}	3 %	30 %
Vorverfestigung $\bar{\varepsilon}^{pl} _0$	0,5 %	25 %

Tabelle 5.1: Parametergrenzen: Grundlagenversuch 1

Alle Versuchspläne werden nach dem Latin-Hypercube-Verfahren mit uniformer Wertedistribution erstellt (vgl. Kap. 2.5.1).

Die Grundlagenuntersuchung 2 wurde auf die Werkstoffbeschreibung HD 680 C begrenzt. Die variierten Parameter wurden um folgende Punkte erweitert:

- Quersteifigkeit der Obermesserlagerung D_O
- Quersteifigkeit der Untermesserlagerung D_U
- Blechlagewinkel α

Beide Grundlagenversuche umfassen jeweils 360 Simulationen.

5.3.3 Versuchsergebnisse

In den folgenden Kapiteln werden die Berechnungsergebnisse aus den Grundlagenberechnungen laut des Versuchsplans diskutiert. Die Verifikation des Modells wird gesondert in Kapitel 6 behandelt. Sofern nicht anders angegeben, wurden alle folgenden Versuche mit einer Blechdicke von $s = 1,6 \text{ mm}$, einem Schneidspalt von $u_{rel} = 10\%$ sowie einem Schneidkantenradius von $r = 0,05 \text{ mm}$ durchgeführt. Die modellierte Schnittlänge des Modells beträgt $l = 0,1 \text{ mm}$. Die Versuchsergebnisse werden anhand der Werkstoffe HD 680 C, HC 420 LAD und HC 500 X-IP dargestellt.

5.3.3.1 Ermittlung der Schneidkräfte

Die aus der Simulation ermittelte Reaktionskraft am Lagerpunkt des Obermessers in Y-Richtung stellt den Schneidkraftverlauf dar. Bild 5.9 zeigt charakteristische Schneidkraftverläufe über den Stempleindringweg, wie sie für die angegebenen Werkstoffe ermittelt wurden.

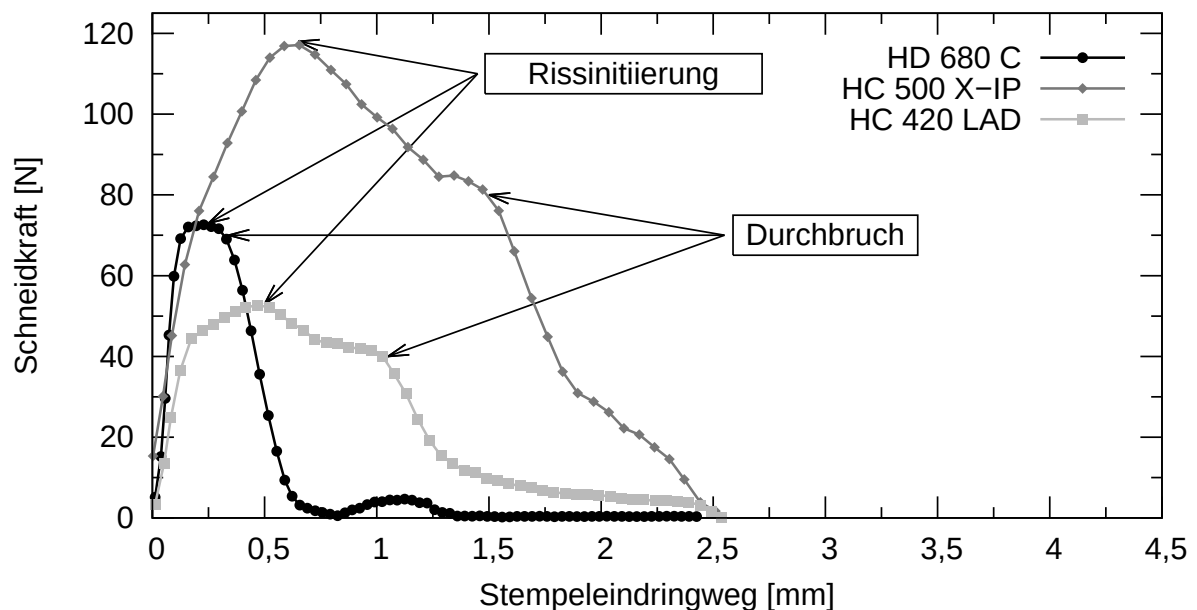


Bild 5.9: Charakteristische Schneidkraftverläufe in Abhängigkeit des Vorschubs, Schnittlänge $l = 0,1 \text{ mm}$

Durch die Erhöhung des relativen Schneidspalts wird bei ansonsten gleichbleibenden Prozessparametern eine Reduzierung der maximalen Schneidkraft beobachtet (vgl. Bild 5.10). Dies ist auf die Tatsache zurückzuführen, dass mit steigendem Schneidspalt die Scherspannung im Blechwerkstoff abnimmt und der Wert der Zugspannung gleichzeitig zunimmt. Hörmann hat in [Hör08] nachgewiesen, dass bei einem großen relativen Schneidspalt u_{rel} die hydrostatische Spannung σ_H im Blechwerkstoff im Bereich der Schneidkante entsprechend höher ist, was zu einem früheren Einriss des Blechwerkstoffs an den entsprechenden Fasern führt.

Zusätzlich hat die Veränderung des relativen Schneidspalts u_{rel} Einfluss auf das Kaltverfestigungsverhalten in der Trennzone. Da ein kleinerer Schneidspalt einen geringeren Versatz der Kontaktkraftvektoren F_v und F'_v in der Trennzone bedingt (vgl. Bild 2.5), entsteht ein geringeres Biegemoment im Werkstück. Der Anteil der Schubspannung erhöht sich im Gegenzug. Im extremen Fall von $u_{rel} = 0$ tritt der

geringste Biegemomentenwert auf. Die eintretende Kaltverfestigung des Werkstoffs konzentriert sich aufgrund des hohen Schubspannungsanteils gleichmäßig entlang der Scherebene über die gesamte Dicke. Aufgrund dessen wird die Bildung der initialen Risspitze, die stets das Absinken des Schneidkraftverlaufs einleitet, verzögert. In der Folge steigt die maximale zur Rissbildung aufzuwendende Kraft.

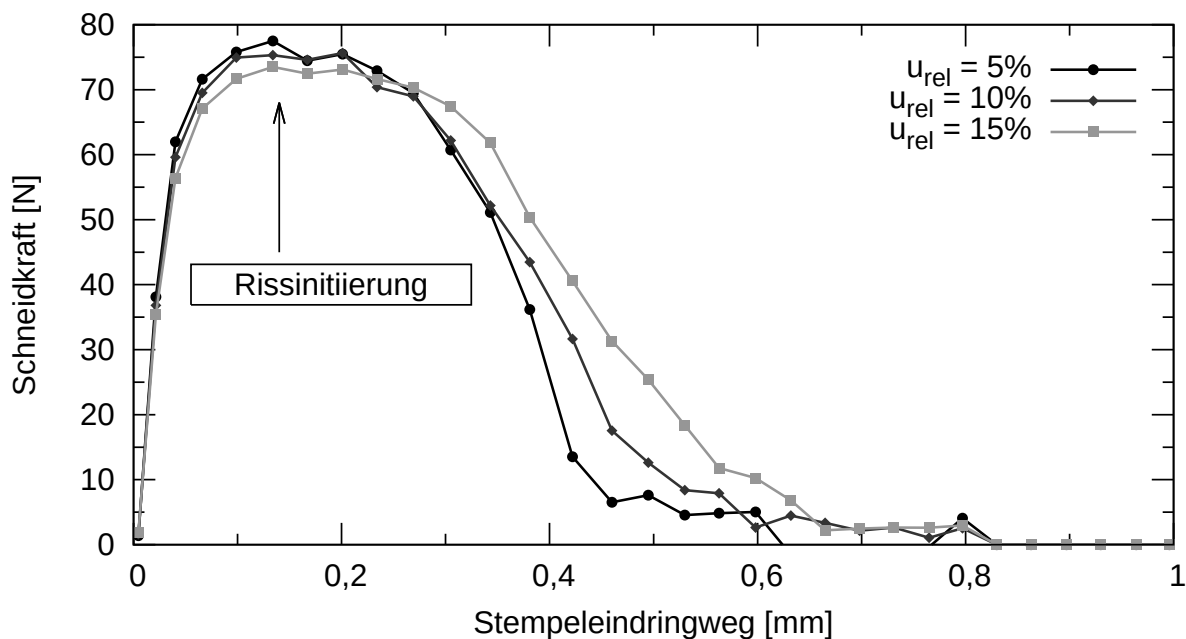


Bild 5.10: Schneidkraftverlauf in Abhängigkeit vom relativen Schneidspalt u_{rel} , Werkstoff HD 680 C, Schnittlänge $l = 0,1$ mm

Die maximale Schneidkraft korreliert unter gleichbleibender Blechstärke mit der Zugfestigkeit des zugrunde liegenden Werkstoffs. Für die Gleichung (2.1) ergeben sich somit folgende Werte für den Fließscherfaktor f_s :

Relativer Schneidspalt u_{rel}	HD 680 C	HC 420 LAD	HC 500 X-IP
5%	0,59	0,59	0,64
10%	0,58	0,57	0,61
15%	0,57	0,56	0,58

Tabelle 5.2: Werte des Fließscherfaktors f_s der Prüfwerkstoffe in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , ermittelt aus Simulationsergebnissen

5.3.3.2 Schneidspaltaufweitung

Während des Schneidprozesses vollführen die Schneidmesseranten eine ausweichende Bewegung senkrecht zur Schneidrichtung. Diese Querbewegung der Schneidmesser wird durch Krafteinleitung auf deren Mantelfläche hervorgerufen, da diese die einzige Kraftkomponente in X-Richtung stellen kann (vgl. Bild 5.11). Diese Kontaktnormalkraft des Blechwerkstoffs auf die Mantelfläche wird durch das im Blechwerkstoff auftretende Biegemoment und den darauffolgenden Fluss des Werkstoffs in den Schneidspalt verursacht (vgl. Kap. 2.5).

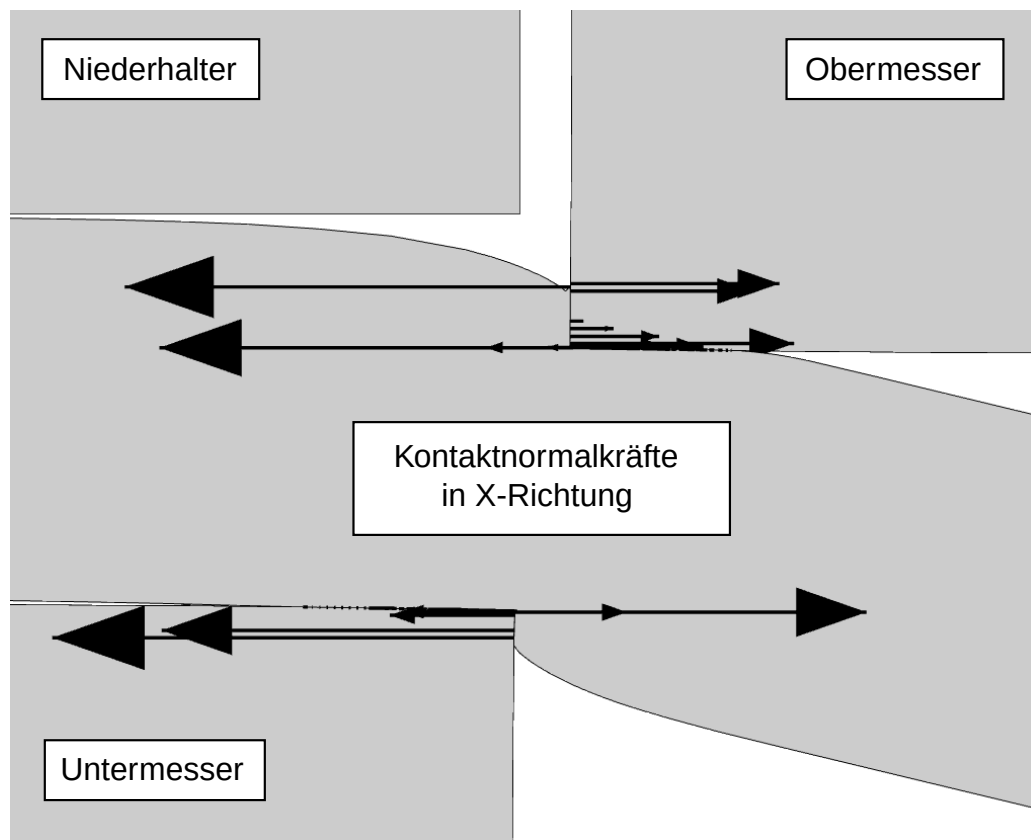


Bild 5.11: Vektordarstellung der Kontaktnormalkräfte in X-Richtung an ausgewählten Knoten, Werkstoff: HD 680 C

Die Größe des Moments, die in direkter Korrelation mit der Aufweitung des Schneidspalts während der elastischen Verformung des Blechwerkstoffs steht, wird u.a. definiert durch geometrische Randbedingungen wie dem relativen Schneidspalt u_{rel} und der Blechdicke s . Der relative Schneidspalt u_{rel} bestimmt wie oben beschrieben die Höhe des Biegemomentenwertes. Die Folge ist eine Zunahme der maximalen Spaltaufweitung Δu mit zunehmendem Ausgangsspalt u (vgl. Bild 5.12).

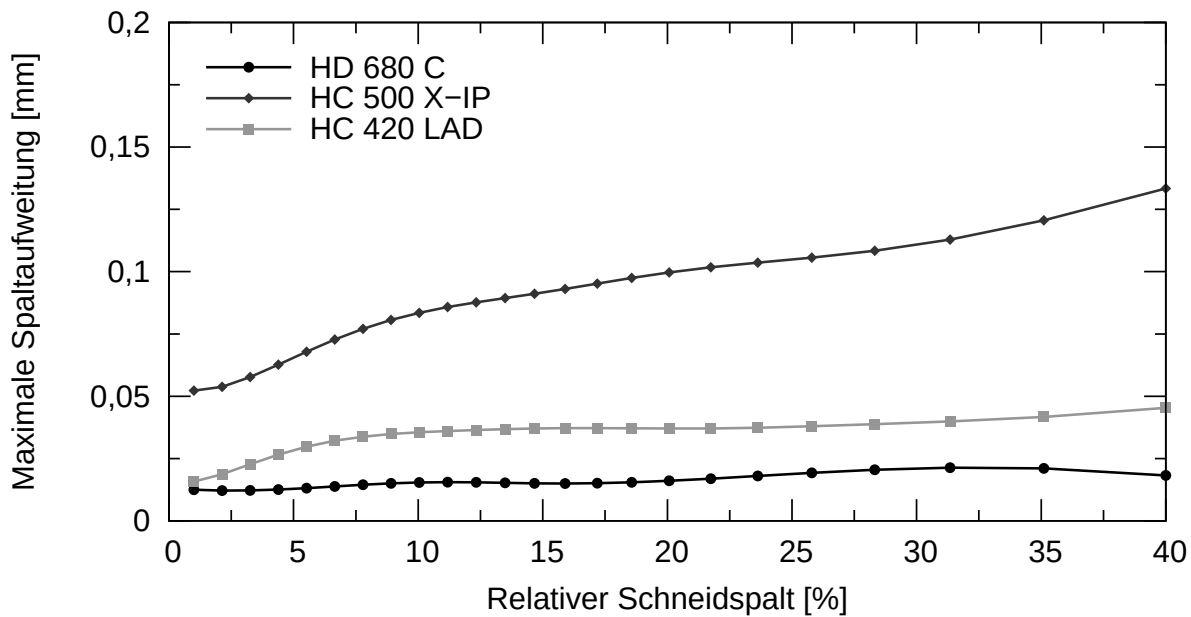


Bild 5.12: Schneidspaltaufweitung Δu in Abhängigkeit vom rel. Schneidspalt

Neben den geometrischen Bedingungen wirken Werkstoffkenngrößen maßgeblich auf den Prozess der Schneidspaltaufweitung Δu ein. Der dominierende Faktor mit der stärksten Korrelation zur maximalen Schneidspaltaufweitung Δu ist die Bruchdehnung A des Blechwerkstoffs. Unter sonst gleichen Bedingungen erzeugen Werkstoffe mit höherer Bruchdehnung eine höhere Abdrängkraft und folglich eine größere Aufweitung.

Dies lässt sich wie folgt begründen: Aufgrund der Krafteinwirkung des Obermessers fließt der Werkstoff aus dem Spalt zwischen Niederhalter und Matrize, um den Volumenverlust durch Zug in den Schneidspalt auszugleichen, in Richtung der größten Hauptspannung (vgl. Abb 5.13). Die Stärke des Fließens ist dabei abhängig vom Restumformvermögen des Werkstoffs und dem vorherrschenden Spannungszustand. Aufgrund des fortschreitenden Spannungsgefälles unter Einwirkung des Biegemomentes bildet sich ein Kanteneinzug, dessen Breite und Höhe mit fortschreitendem Eindringweg des Obermessers bis zum Versagensbeginn des Blechwerkstoffs zunimmt. Das verdrängte Einzugsvolumen kompensiert den vertikalen Fluss des Werkstoffs je nach Bruchdehnung über. Dies führt aufgrund der Konstanz von Dichte und Volumen zu einem Anstieg der Querdehnung und Aufweitung des Schneidspalts bis zur Einstellung eines Gleichgewichtszustands.

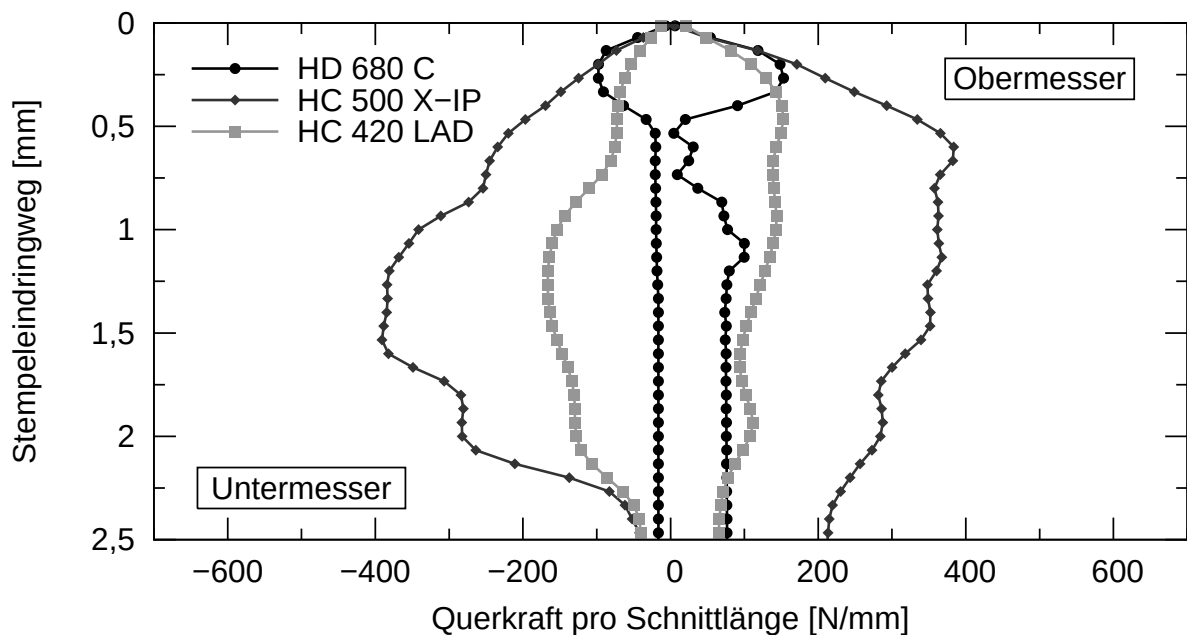


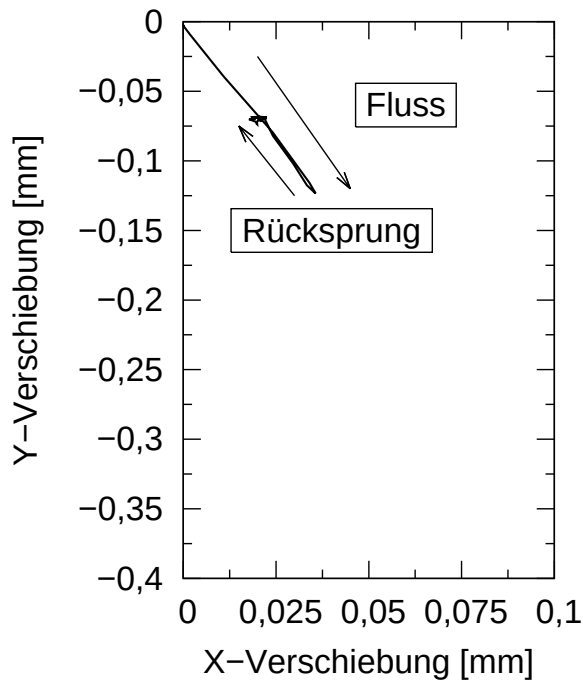
Bild 5.13: Charakteristische Querkraftverläufe

Es ist festzustellen, dass auch nach dem Durchbrechen des Blechwerkstoffs am Ober- sowie am Untermesser Querkräfte wirken, die durch die Werkstoffpressung des im Schneidspalt befindlichen Werkstoffvolumens bedingt sind (vgl. Bild 5.13). Diese Werkstoffpressung wirkt sowohl im Hub als auch im Rückhub verschleißfördernd auf die Mantelflächen der Schneidmesser ein.

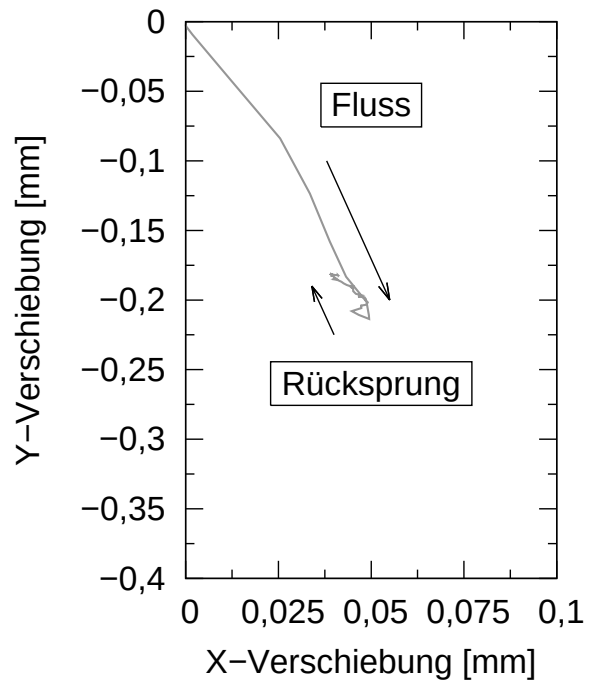
Bild 5.13 zeigt den Verlauf der Querkraftkomponente am Referenzpunkt des Obermessers. Auffallend ist hierbei, dass die nach dem Ausschwingen verbleibende Querkraftkomponente nicht mit der Streckgrenze bzw. der Zugfestigkeit des entsprechenden Werkstoffs korreliert. Hier ist die Bruchdehnung A und damit das Werkstoffflussvolumen der wesentliche Einflussfaktor.

Bild 5.14 verdeutlicht diesen Zusammenhang anhand der Darstellung des Werkstoffflusses mittels der Knotenbewegung eines charakteristischen finiten Elementes im Netzverbund der Trennzone. Die Verschiebung in Y-Richtung korreliert wie erwartet stark mit der Bruchdehnung des Werkstoffs. Die Verschiebung in X-Richtung fällt beim Werkstoff HD 680 C jedoch geringer aus als beim Werkstoff HC 420 LAD, obwohl die Streckgrenze und Zugfestigkeit des Komplexphasenstahls deutlich über der des mikrolegierten Stahlwerkstoffs liegen. Besonders deutlich zeigt sich der Unterschied des Werkstoffflusses zwischen HD 680 C und HC 500 X-IP. Trotz ähnlicher Zugfestigkeiten erfährt der Kontrollknoten im TWIP-Werkstoff eine um den Faktor

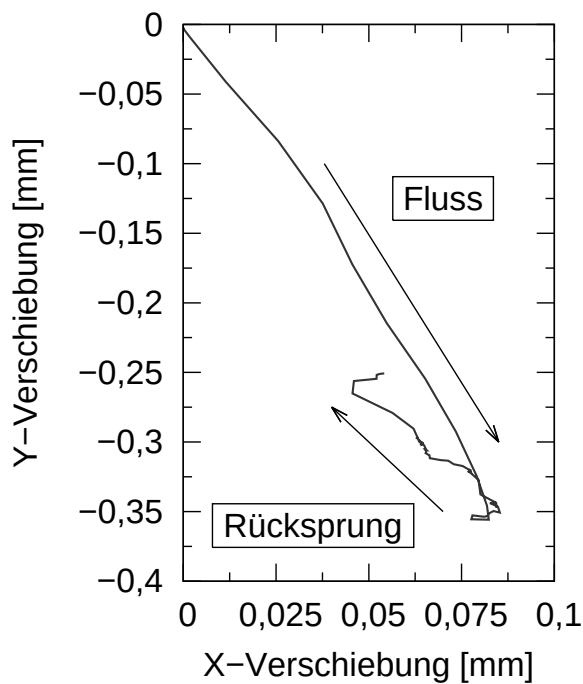
zwei höhere Verschiebung in Y-Richtung.



(a) HD 680 C



(b) HC 420 LAD



(c) HC 500 X-IP

Bild 5.14: Fluss eines FE-Knotens aus der oberen Blechwerkstofffaser in den Schneidspalt

5.3.3.3 Rissbildung

Die Rissbildung im Blechwerkstoff stellt eine fundamentale Einflussgröße auf die Beanspruchung der Werkzeugelemente dar. Sie beeinflusst maßgeblich den Verlauf und das Maximum der auftretenden Schneid- und Querkräfte. Ein optimaler Rissverlauf mit zwei aufeinander zulaufenden Rissspitzen bildet eine ideale Schnittkante. Er reduziert den Werkstofffluss und damit die Werkstoffpressung im Schneidspalt, wodurch sich die Beanspruchung der Mantelflächen verringert.

Unter einer optimalen Rissbildung wird die Ausbildung zweier aufeinander zulaufender Rissspitzen verstanden, die ihren Ursprung im Bereich der Schneidkanten haben. Zur Bewertung der Rissbildung wird der chronologische Hergang des Werkstoffversagens näher betrachtet.

Zusammen mit dem für das finite Element gültigen Spannungszustand bildet die auftretende plastische Vergleichsdehnung $\bar{\varepsilon}_{eq}^{pl}$ die Grundlage für die numerische Versagensbeurteilung und wird im Folgenden zur Erläuterung der Rissbildung herangezogen (vgl. Kap. 2.4.7).

In den Bildern 5.15 (a), (b), (c) und (d) stellen die gleichfarbigen Bereiche Werte gleicher plastischer Vergleichsdehnung dar. Sie werden im Folgenden erläutert.

- (a) Die Schneidmesser stehen unmittelbar vor dem Eindringen in den Blechwerkstoff. Eine plastische Dehnung ist bereits bei geringer Eindringtiefe erkennbar. Sie nimmt ihr Maximum im Bereich der Schnittkante in Folge hoher lokaler Dehnungen an.
- (b) Die plastische Vergleichsdehnung $\bar{\varepsilon}_{eq}^{pl}$ erreicht im Bereich der Obermesserschneidkante ein kritisches Maß. Das unmittelbare Werkstoffversagen steht bevor.
- (c) In Folge hoher lokaler Scherspannungen kommt es im Blechwerkstoff am Obermesser zur Ausbildung einer Rissspitze. Im Bereich des Untermessers herrscht aufgrund der Rotationsbewegung des Blechwerkstoffs eine Zug-Druck-Spannung. Diese erreicht nicht das Niveau, um ein Scher- oder Duktbruchversagen herbeizuführen und eine zweite Rissspitze zu erzeugen. Es kommt zum

Werkstofffluss; ein Schnittgrat bildet sich aus.

- (d) Der Blechwerkstoff ist vollständig getrennt. Die Werte für die plastische Vergleichsdehnung indizieren ein erhöhtes plastisches Fließen, das der Verfestigung des Werkstoffs entlang der Schnittfläche entspricht. Eine deutliche Zunahme der plastischen Vergleichsdehnung ist im Bereich des entstandenen Schnittgrats erkennbar.

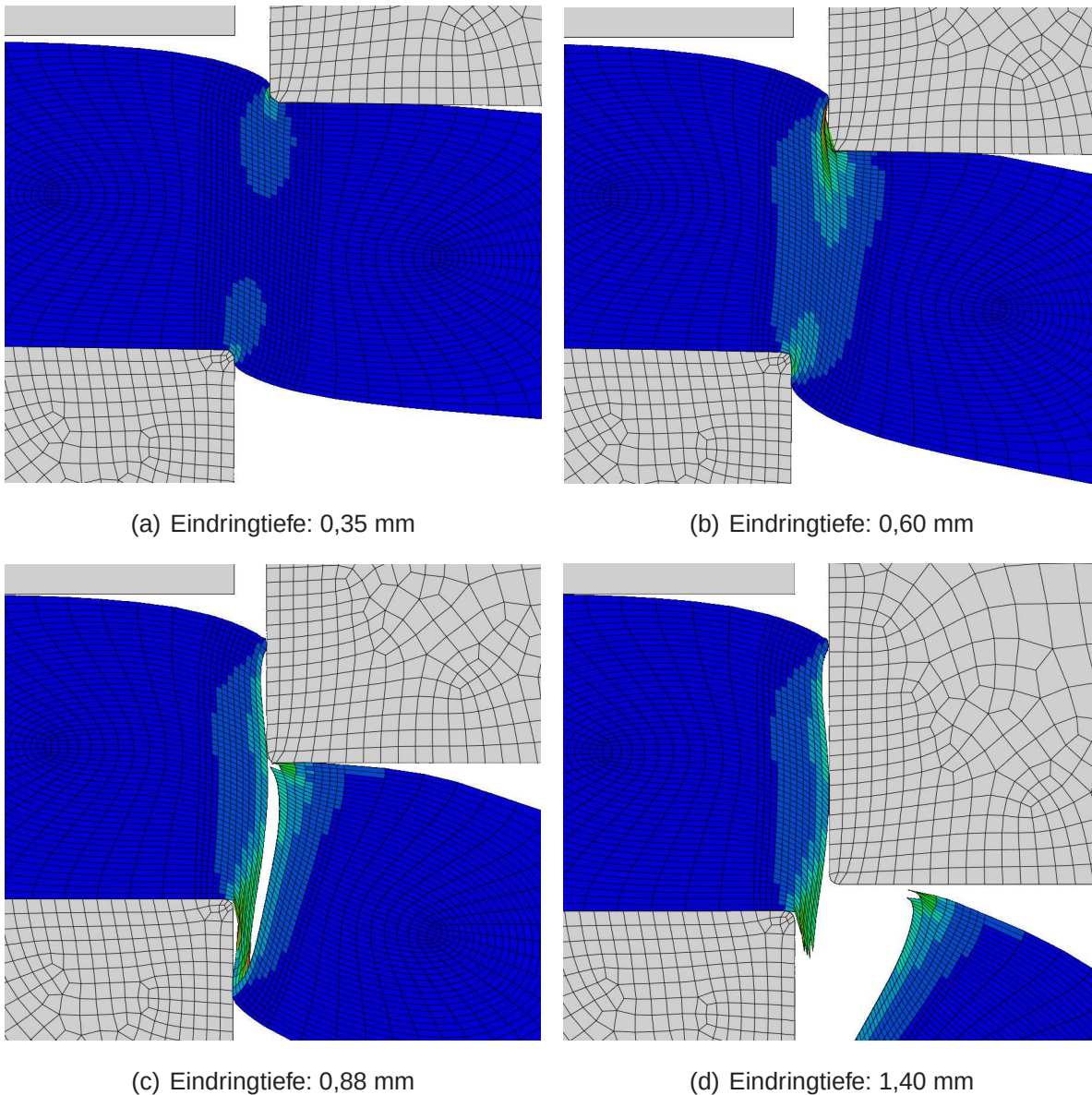


Bild 5.15: Plastische Vergleichsdehnung $\bar{\varepsilon}_{eq}^{pl}$, HC 500 X-IP

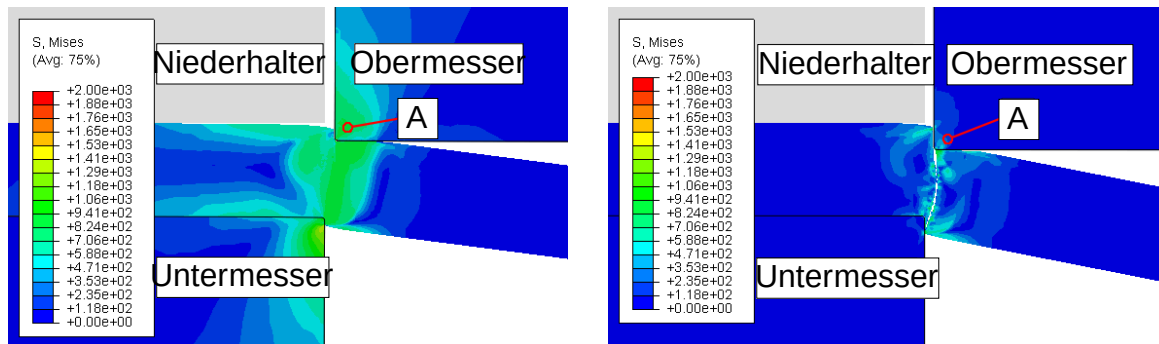
Bei allen untersuchten Werkstoffen ist auffällig, dass eine Rissbildung mit einfacher Risspitze von Ober- zu Untermesser in der Regel einen ausgeprägten Schnittgrat

zur Folge hat. In diesen Fällen wird die notwendige plastische Dehnung an den unteren Fasern des Blechwerkstoffs nicht erreicht; der Werkstoff legt sich stattdessen aufgrund des vorherrschenden Momentes um die untere Schneidkante und versagt dort nicht (vgl. Bild 5.15 (b) und (c)). Der letztendliche Durchriss erfolgt in dieser Situation von oben.

Die Ausbildung einer unteren Rissspitze ist maßgeblich vom relativen Schneidspalt u_{rel} abhängig. Mit zunehmendem Schneidspalt nimmt die Schubspannung an den unteren Fasern des Blechwerkstoffs ab und geht in eine Rotation über, deren Pol an der Schneidkante des Untermessers liegt.

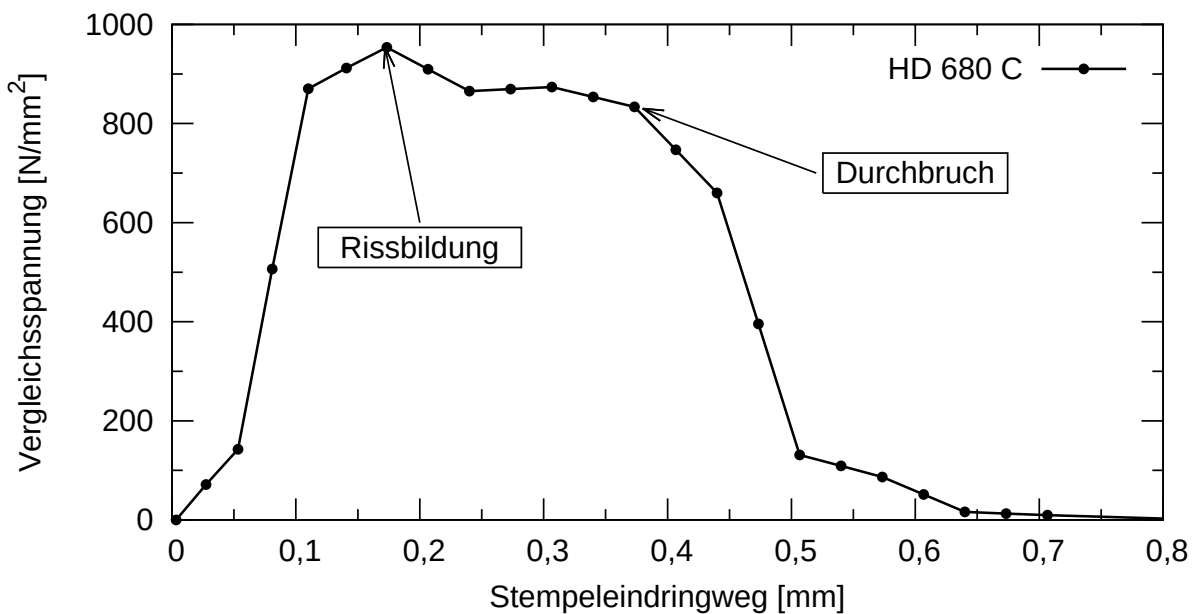
Die Werkstoffe HD 680 C und HC 420 LAD weisen bei Schneidkanten mit einem Kantenradius von 0,05 mm ab einem Schneidspalt von $u_{rel} = 8\%$ bereits eine minimale Gratbildung auf. Der Werkstoff HC 500 X-IP zeigt dies bereits bei $u_{rel} = 5\%$.

5.3.3.4 Messerspannungen



(a) Eindringtiefe: 0,30 mm

(b) Eindringtiefe: 0,4 mm



(c) Spannungsverlauf - Punkt A

Bild 5.16: Vergleichsspannung σ_v nach von Mises, HD 680 C

Die Modellierung der Werkzeugelemente Ober- und Untermesser mit nicht-starren finiten Elementen erlaubt eine Betrachtung der Spannungszustände im Prozessverlauf. Bild 5.16 (a) und (b) visualisieren den Spannungszustand von Platine und Werkzeugmessern nach der Vergleichsspannung σ_v nach von Mises unmittelbar vor sowie nach dem Durchbruch des Blechwerkstoffs. Untersuchungen zum Spannungsverlauf in den Messern (vgl. Bild 5.16 (c) und (d)) zeigen, dass die Vergleichsspannung σ_v unabhängig vom Versuchswerkstoff unmittelbar vor dem Durchbruch des Blechwerkstoffs ihr Maximum erreichen.

Die Spannungsmaxima haben dabei immer ihren Ursprung an den Stirnflächen der

Messerschneidkanten, da hier der Kraftschluss zwischen den Messern und dem Blechwerkstoff und die daraus resultierenden Knotenverschiebungen am größten sind (vgl. Bild 5.15 (b)). Zusätzlich zeigen alle Berechnungen gleichermaßen auf, dass die Spannungskomponenten in Arbeitsrichtung stets größer sind als die Komponenten senkrecht zur Arbeitsrichtung.

Die Maximalspannung in den Messern nimmt bei Vergrößerung des relativen Schneidspalts und unter Beibehaltung der übrigen Prozessparameter für alle Werkstoffe tendenziell leicht zu. Ursache hierfür ist das zunehmende Moment und das verstärkte Fließen des Blechwerkstoffs in den Schneidspalt, welches zu einer höheren Kontaktkraft in horizontaler Richtung führt (vgl. Kap. 5.3.3.2).

5.3.3.5 Mantelflächenbeanspruchungen

Mit zunehmender Hubanzahl ist an den Schneidmessern Verschleiß messbar (vgl. Kap. 2.1.2). Nach Archard (vgl. Kap. 2.3.2.1) ist der abrasive Verschleiß bei gegebener Werkstoffpaarung und -härte abhängig von der Kontaktnormalkraft der Reibpartner während der Relativbewegung. Zur qualitativen Beurteilung des Verschleißrisikos wurde in das Simulationsmodell die Verschleißkennzahl Sh_{sum} integriert, die aus dem Verschleißgesetz von Archard abgeleitet wurde (vgl. Kap. 5.2.2).

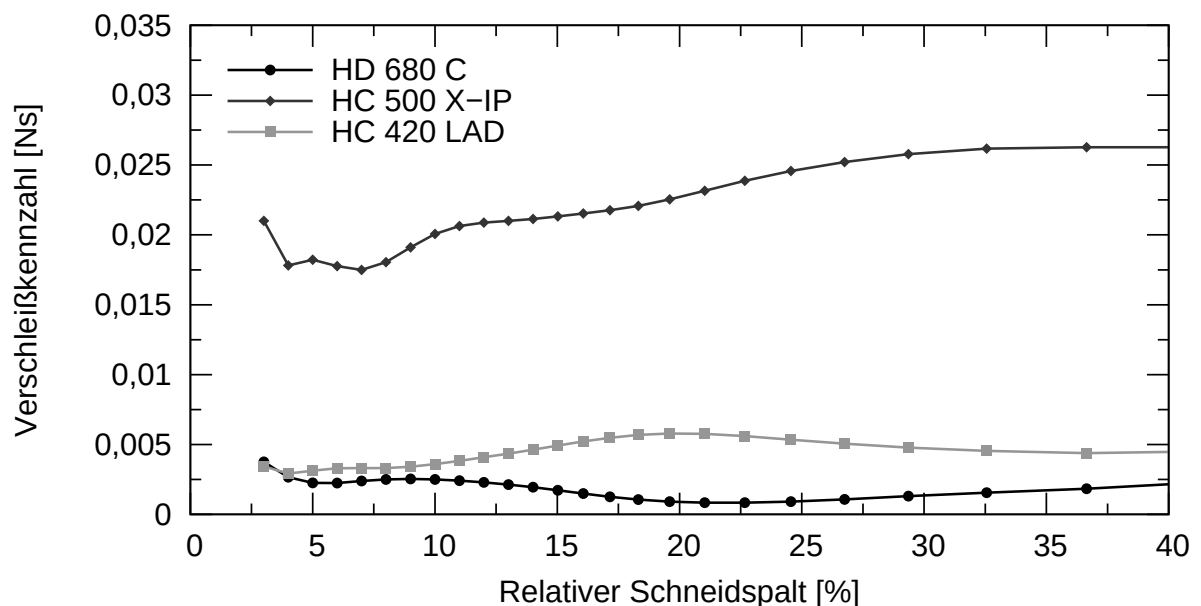


Bild 5.17: Verschleißkennzahl Sh_{sum} am Obermesser in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts

Bild 5.17 zeigt die Abhängigkeit der Mantelflächenbeanspruchung des Obermessers

in Abhängigkeit vom Schneidspalt. Der Werkstoff HC 500 X-IP zeigt eine Sensitivität der Verschleißkennzahl gegenüber dem relativen Schneidspalt u_{rel} in der Art, dass die Mantelflächenbelastung bei einem größeren relativen Schneidspalt höher ist, was ebenfalls auf einen stärkeren Fluss des Blechwerkstoffs schließen lässt. Durch diesen verstärkten Fluss stellt sich eine hohe Flächenpressung zwischen Schnittfläche und Mantelfläche ein. Analog nimmt der Effekt bei Werkstoffen mit geringerer Bruchdehnung A ab. Der Werkstoff HD 680 C reagiert aufgrund der geringsten Bruchdehnung aller getesteten Werkstoffe folglich wenig sensitiv auf Schneidspaltveränderungen.

5.3.3.6 Beschleunigungen und Pressenverformung in Arbeitsrichtung

Mit ansteigender Festigkeit und plastischer Verformbarkeit der eingesetzten Blechwerkstoffe steigt die Einbringung potenzieller Energie in Werkzeug und Presse. Dem Hub der Schneidpresse bzw. der Bewegung des Werkzeugoberteils wird durch das Bauteil entsprechend Widerstand geleistet. Diese Energie wird nach dem Durchbruch durch Entspannung von Presse und Werkzeug unter Auftreten hoher Beschleunigungen frei. Ein Maß für die in das System eingetragene potenzielle Energie, die in den elastischen CONN3D2-Konnektoren des Schneidmodells gespeichert wird, ist die maximale Differenz der Verschiebungen der beiden Konnektorknoten in Arbeitsrichtung. Je stärker der Widerstand des Blechwerkstoffs gegen den Vorschub des Obermessers ist, desto größer ist die Differenz der Y-Verschiebungen und damit die gespeicherte potenzielle Energie.

Bild 5.18 verdeutlicht den Zusammenhang zwischen der maximalen Konnektorverformung und der maximalen Schneidkraft. Sie sind beide maßgeblich von der Dicke und der Zugfestigkeit des eingesetzten Blechwerkstoffs abhängig. Zusätzlich ist hier die Abnahme der maximalen Schneidkraft mit zunehmendem relativem Schneidspalt erkennbar(vgl. Kap. 5.3.3.1).

Zur Quantifizierung des Schnittschlags genügt diese Betrachtung alleine jedoch nicht. Die Art der Freisetzung der gespeicherten Energie hat einen gewichtigen Einfluss auf die resultierende Messerbeschleunigung. Wie Bild 5.19 verdeutlicht, erzeugt der Werkstoff HC 420 LAD eine konstant höhere Beschleunigung als der Werkstoff HD 680 C, obwohl durch diesen ein höherer Energieeintrag in das elastische System erfolgt. Der Werkstoff HC 500 X-IP erzeugt erwartungsgemäß die höchsten Beschleunigungswerte. Tendenziell korrelieren die Beschleunigungswerte für

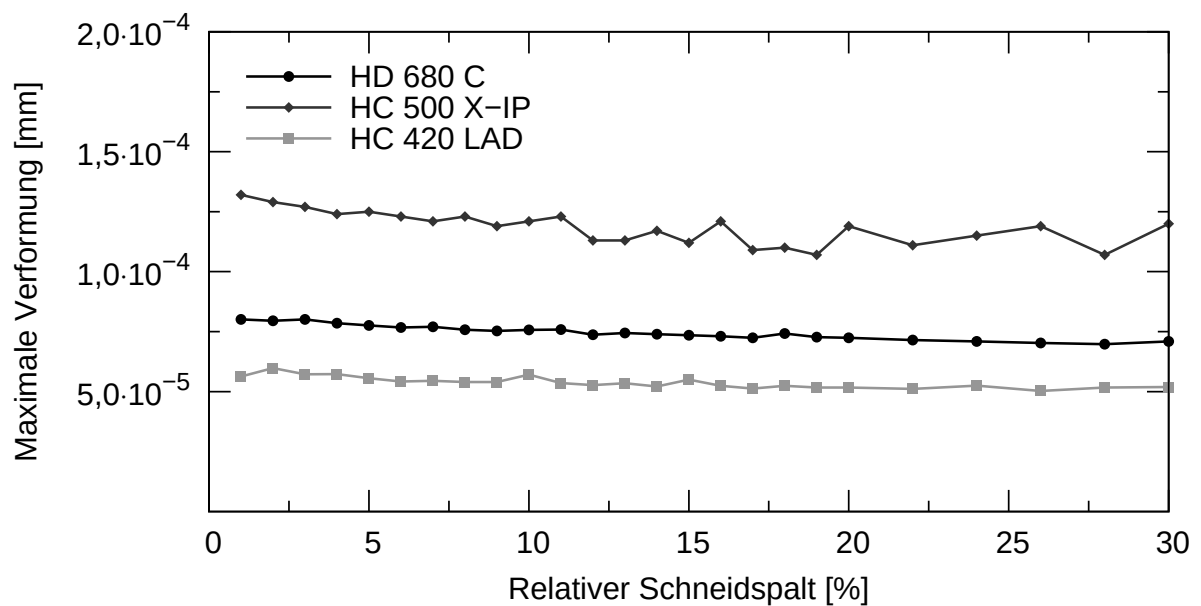


Bild 5.18: Maximale Verformung des Konnektor-Elementes am Obermesser in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts

die einzelnen Versuchswerkstoffe gut mit der Bruchdehnung aus dem einachsigen Zugversuch.

Bild 5.19 zeigt die berechnete maximale Beschleunigung in Abhängigkeit der Versuchswerkstoffe und des relativen Schneidspalts. Aufgrund der numerischen Sensitivität der Beschleunigung bei dynamischen Berechnungen ergeben sich große Schwankungen in den Verläufen über u_{rel} . Da wegen der hohen Dynamik zur Steigerung der Genauigkeit eine feinere Diskretisierung des Modells mit Verringerung des kritischen Zeitschritts notwendig wäre, die durch aktuelle Rechenleistungen und Genauigkeiten der Gleitkommaoperationen aber nicht realisierbar sind, kann eine abschließende Beurteilung zur Zeit nicht sicher erfolgen.

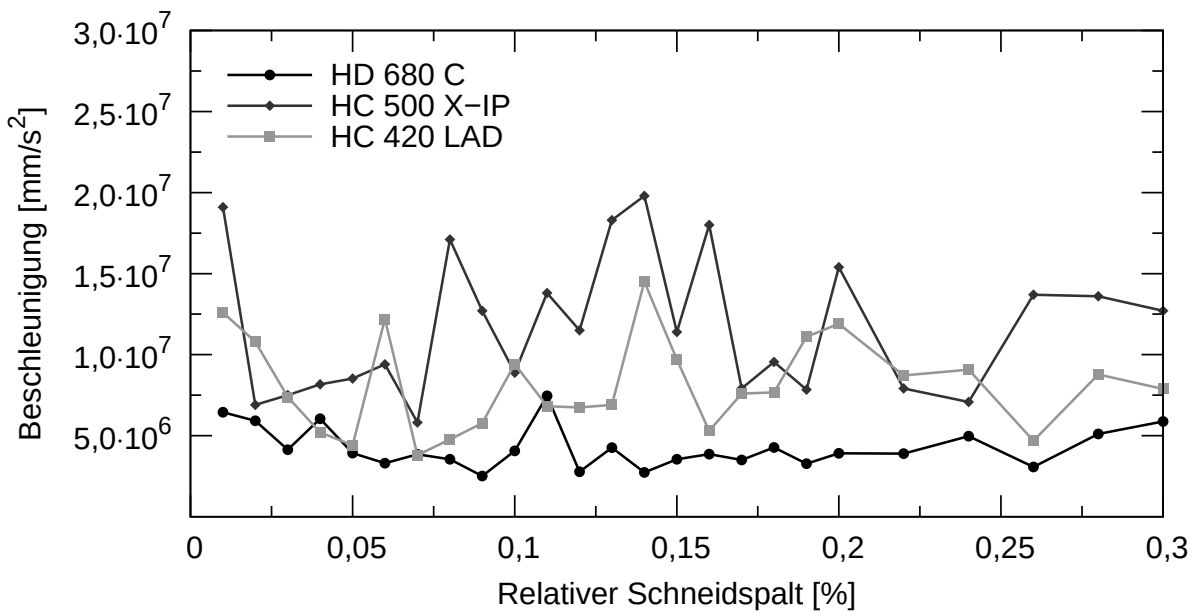


Bild 5.19: Maximale Beschleunigung $\ddot{u}_{y,max}$ des Obermessers nach dem Durchriss in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts

5.4 Optimierung der Messergeometrie

Die in Kapitel 5.2.2 entwickelten Optimierungsgrößen schaffen die Grundlage zur Bewertung des Schneidvorgangs in Bezug auf die Werkzeugbelastung für den Normalbeschnitt von Karosserieteilen. Im Folgenden soll die Anwendbarkeit auf alternative Scherschneidverfahren geprüft und ggf. umgesetzt werden.

5.4.1 Erzeugung von Spannungsüberlagerungen

Im Bereich des Schneidens warmumgeformter Stahlbleche befinden sich alternative Messergeometrien zur Erzeugung von Spannungsüberlagerungen bereits im produktiven Einsatz (vgl. Kap. 2.1.3). Eine mögliche Ausführung der Geometrie ist die Variation des Stirnflächenwinkels am Obermesser. Mantel- und Stirnflächen werden in der Regel im stumpfen Winkel zwischen 95° bis 100° ausgeführt [SPGCK06]. Am Untermesser wird diese Winkeländerung nicht vorgenommen. Im späteren Schneidprozess führt die Abwärtsbewegung der schrägen Stirnfläche zu einer Biegung des Blechwerkstoffs vor dem eigentlichen Scherschnitt. Die Profilform dieses Obermessers wird im Folgenden als Profilform B bezeichnet (vgl. Bild 5.20 (a)). Der von Mantel- und Stirnfläche des Obermessers ausgebildete Winkel wird dabei mit α angegeben. Zusätzlich zur oben genannten wurde eine Obermessergeometrie entwickelt, die ebenfalls eine Biegespannung in den Blechwerkstoff einbringt. Die Vorbiegung wird

mittels einer halbkreisförmigen geometrischen Ausprägung an der Stirnfläche des Obermessers erreicht. Anhand dieser Ausführung kann der Einfluss einer variierenden Biegelinie des Blechwerkstoffs auf den Schneidprozess untersucht werden. Diese Profilform wird im Folgenden als Profilform C bezeichnet (vgl. Bild 5.20 (b)). Die Größen R und L bezeichnen den Radius der kreisförmigen Geometrie sowie ihren Abstand gemessen von der Schneidkante.

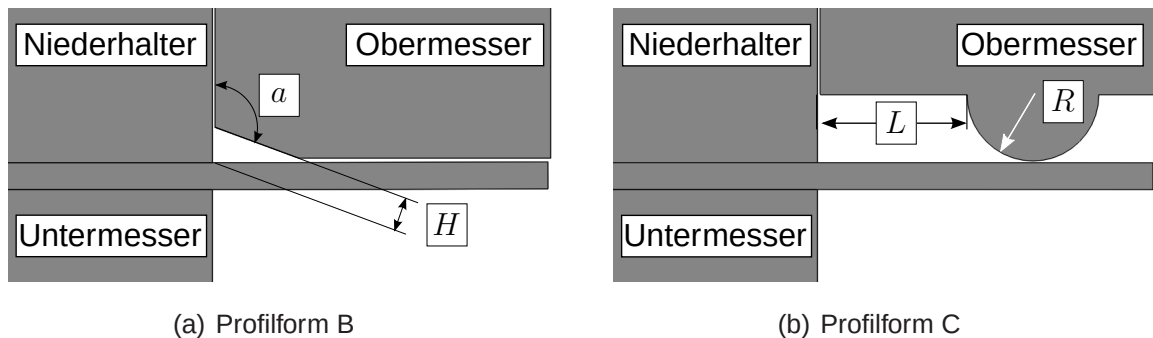
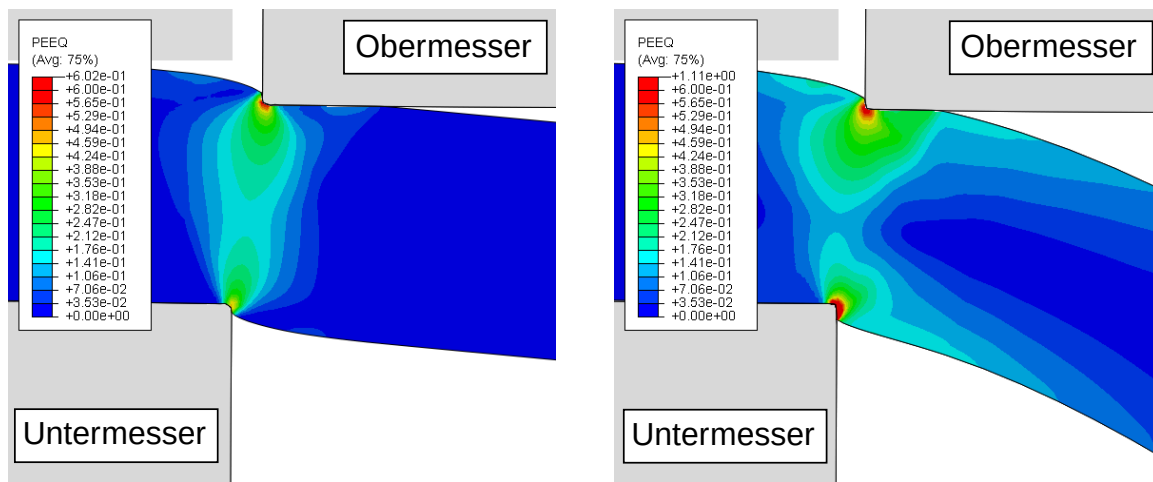


Bild 5.20: Alternative Profilformen zur Erzeugung von Spannungsüberlagerungen

Sofern nicht anders angegeben, gilt in den folgenden Untersuchungen für Profilform B ein Winkel α von 120° sowie H von 2 mm und für Profilform C ein Radius R von 4 mm sowie ein Abstand L von 4 mm.

In Voruntersuchungen wurde die Wirkweise dieser Schneidmethode sowie ihre Übertragbarkeit auf nicht warmumgeformte Stahlsorten anhand der Schneidsimulation qualitativ untersucht. Bild 5.21 zeigt farblich die Werte der plastischen Vergleichsdehnung bei konventionellem Beschnitt im Vergleich zu spannungsüberlagertem Beschnitt mit Vorbiegung.



(a) Konventioneller Beschnitt

(b) Beschnitt mit Vorbiegung mittels Profilform C

Bild 5.21: Plastische Vergleichsdehnung $\bar{\epsilon}_{eq}^{pl}$ (entspricht PEEQ), Eindringtiefe $f_e = 0,2 \text{ mm}$

Wie in Bild 5.21 (a) und (b) dargestellt, herrscht im vorgebogenen Werkstück bei gleicher Eindringtiefe der Schneidkante eine wesentlich größere plastische Vergleichsdehnung als im konventionellen Beschnitt.

An der oberen Schneidkante verdoppelt sich der Wert der Vergleichsdehnung durch die Dehnung der Werkstoffoberseite. An der unteren Schneidkante herrscht aufgrund der Biegung vornehmlich Druckspannung. Hier erhöht sich der Wert der plastischen Vergleichsdehnung um den Faktor 3 (vgl. Bild 5.21 (a) und (b), Farbskala). Da das Werkstoffversagen auf das Erreichen von Grenzdehnungen für die Lastfälle Normalspannung und Scherspannung basiert, wird die Rissbildung allgemein begünstigt und vor allem an der unteren Schneidkante bereits bei geringeren Eindringtiefen erreicht. In den folgenden Kapiteln erfolgt eine Untersuchung und Bewertung verschiedener Ausprägungen der Profilformen B und C und ihrer Wirkung auf den Schneidprozess anhand der in Kap. 5.2.2 entwickelten Optimierungsgrößen.

5.4.2 Design of Experiment

Die Profilformen B und C werden jeweils einer Versuchsreihe unterzogen, in der die entsprechenden geometrischen Ausprägungen unter Beibehaltung der übrigen Prozessparameter variiert werden. Die Profilformen werden anhand des Werkstoffs HC 500 X-IP exemplarisch analysiert. Die Methode ist jedoch grundsätzlich auf alle Werkstoffbeschreibungen anwendbar.

Die Versuchsreihe für Profilform B sieht die Variation des Stirnflächenwinkels α vor. Da es sich hier lediglich um einen zu variierenden Parameter handelt, wird auf ein Experimentdesign nach dem Latin-Hypercube-Samplingverfahren nach Kapitel 2.5.1 verzichtet. Der Winkel α wird im Bereich von 110° bis 134° in Schritten von 2° variiert. Zusätzlich wird eine Referenzrechnung im Winkel von 90° ausgeführt, die der konventionellen Profilform A entspricht. Es werden 14 Einzelversuche durchgeführt.

In der Profilform C sind gleichzeitig die Größe der voreilenden Geometrie mittels dem Radius R sowie ihr Abstand von der Schneidkante L zu variieren. Hier kommt zur Erstellung der Versuchsreihe das Latin-Hypercube-Verfahren zum Einsatz. Die Anzahl der Versuchspunkte beträgt 100. Der Parameter R wird im Bereich von 1 bis 5 mm variiert. Der Parameter L liegt im Wertebereich von 2 bis 10 mm. Auch hier wird eine Referenzrechnung im Winkel von 90° ausgeführt, die der konventionellen Profilform A entspricht.

Diese Versuchsreihen werden für einen Schneidspaltwert $u_{rel} = 10\%$ durchgeführt. Die Blechdicke s beträgt 1,6 mm. Der Schneidkantenradius r beträgt 0,05 mm.

5.4.3 Auswertung und Interpretation

In den folgenden Kapiteln werden die Versuchsergebnisse der Experimentreihen für die Profilformen B und C aufgezeigt und diskutiert. Die Auswertung erfolgt anhand der definierten Optimierungsgrößen aus Kapitel 5.2.2.

5.4.3.1 Schneiden mit schräger Messerstirnfläche

In der Versuchsreihe für Profilform B ist der Winkel α zwischen Stirn- und Mantelfläche der einzige variierende Parameter (vgl. Bild 5.20 (a)). Alle folgenden Ergebnisgrößen werden deshalb in Abhängigkeit dieses Winkels dargestellt. Die Stufenhöhe H wird konstant bei 2 mm gehalten. Zusätzlich zu den Ergebniswerten wird ein Referenzwert dargestellt, dessen Niveau den Ergebniswert des Referenzschnittes mit Profilform A angibt.

Die Bilder 5.22 und 5.23 zeigen den Verlauf der Verschleißkennzahl Sh_{sum} für das Ober- und das Untermesser. Mit zunehmend stumpfer werdendem Winkel α nimmt der Wert der Kennzahl stetig bis zu einem Maximum des vierfachen des Referenzwer-

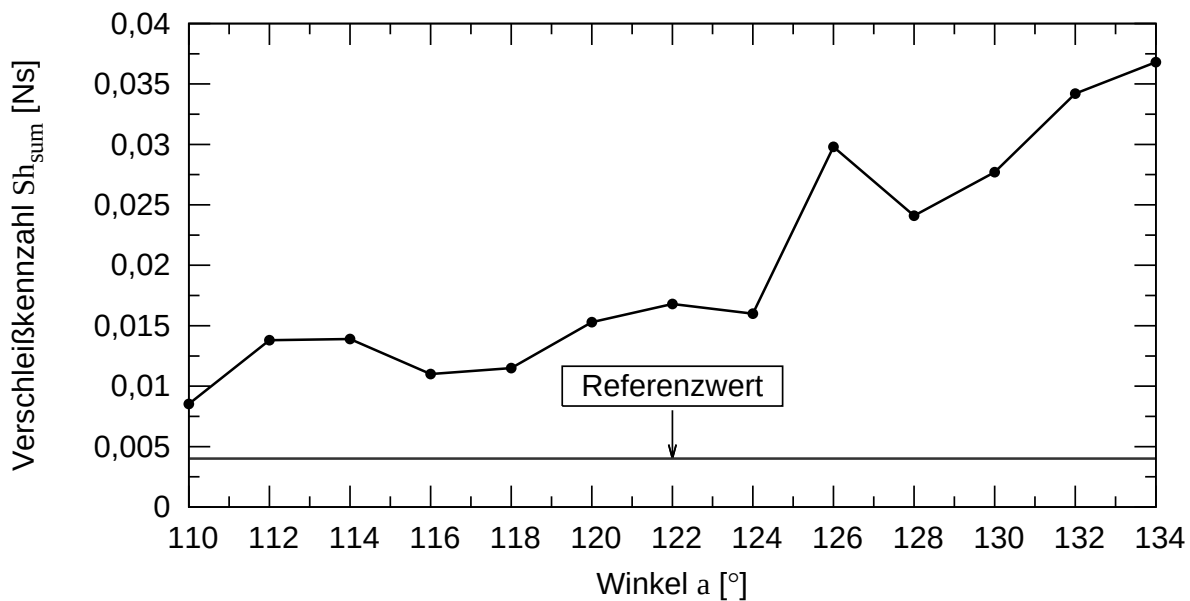


Bild 5.22: Verschleißkennzahl Sh_{sum} der Mantelfläche am Obermesser in Abhängigkeit des Winkels α

tes zu. Die Verschleißkennzahl liegt in jedem Winkel stets über dem Referenzwert. In einem realen Messer wäre unter gegebenen Winkeln ein sehr viel schnellerer Verschleißfortschritt zu erwarten als im Vergleich zu einem konventionellen Schneidmesser.

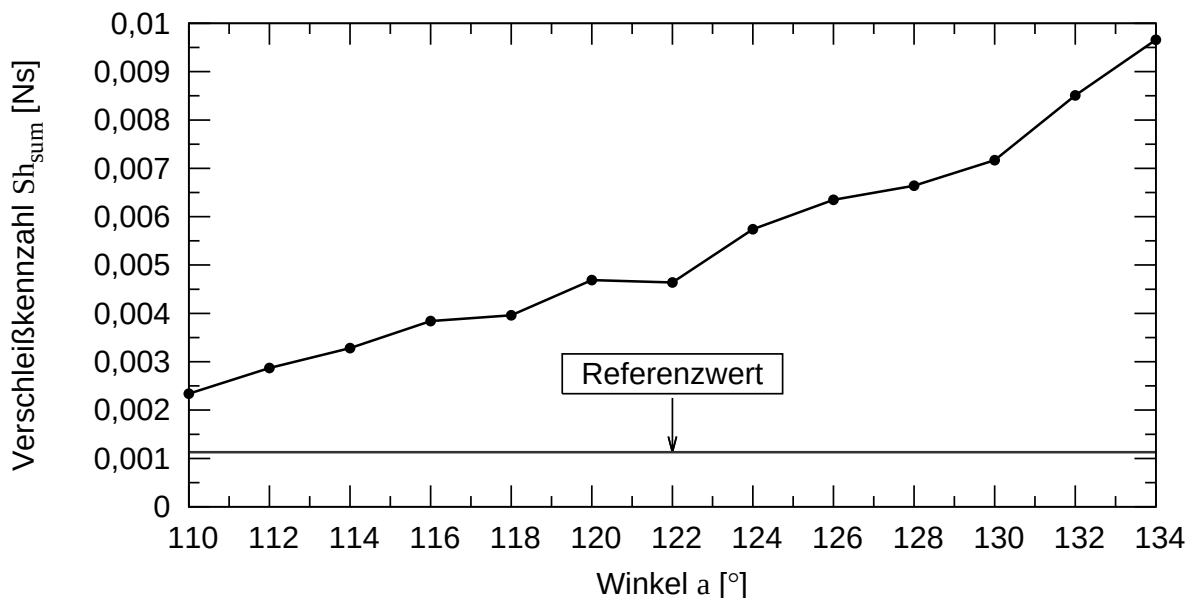


Bild 5.23: Verschleißkennzahl Sh_{sum} der Mantelfläche am Untermesser in Abhängigkeit des Winkels α

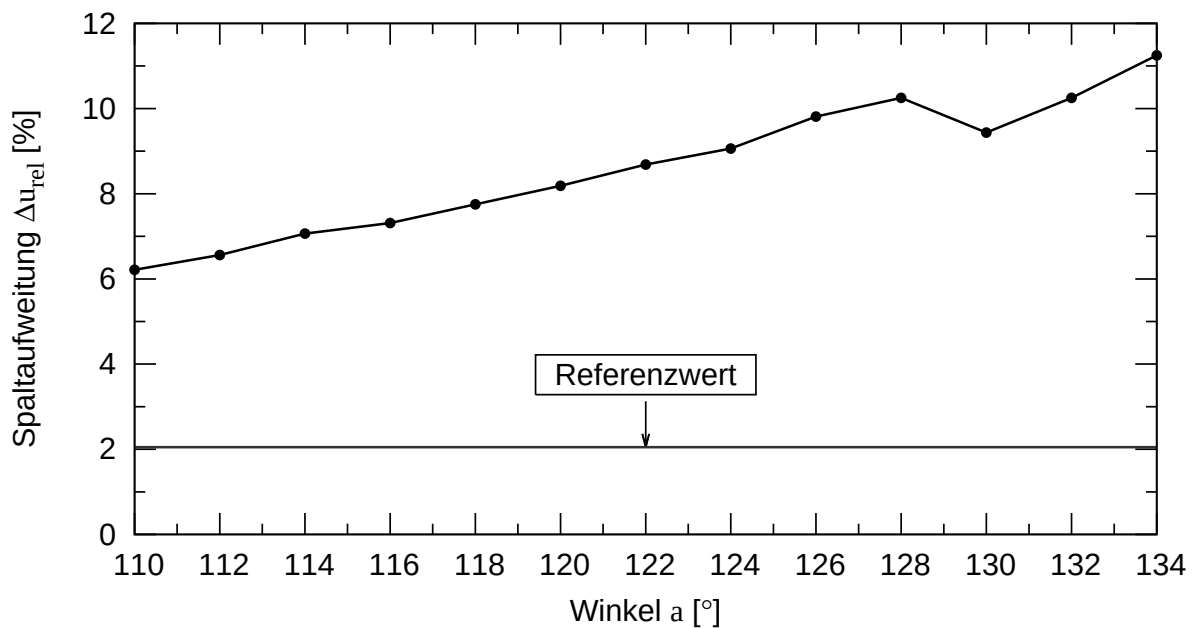


Bild 5.24: Maximale Aufweitung Δu_{rel} des Schneidspalt in Abhängigkeit des Winkels α

Eine Erklärung für den Anstieg ist die Keilwirkung des Obermessers gegenüber dem sich verbiegenden Abfallteil des Werkstücks. Mit beginnender Vorbiegung des Blechteils entsteht eine horizontale Kraftkomponente, die gegen die schräge Stirnfläche des Obermessers wirkt. Anhand von Bild 5.24 wird deutlich, dass diese Kraftkomponente mit stumpfer werdendem Winkel steigt.

Eine starke horizontale Ablenkung des Schneidmessers ist die Folge. Dies führt zu einer horizontalen Verschiebung der Kontaktlinie zwischen Obermesserkante und Werkstoff und der daraus entstehenden Schnittfläche in positiver X-Richtung. Durch das Mehr an Werkstoff im Schneidspalt stellt sich eine hohe Kontaktnormalkraft auf die Mantelfläche ein, die den Anstieg der Verschleißkennzahl am Obermesser bewirkt.

Die Veränderung der Verschleißzahl am Untermesser ergibt sich indes aus der folgenden Anpressung des Abschnitts gegen die Mantelfläche des Untermessers. Bedingt durch die horizontale Reaktionskraft des Obermessers wird diese Querkraftkomponente bis zur Ausbildung des vollständigen Risses und Ablösung des Abfallteils aufrecht erhalten.

Während durch die Vorbiegung des Blechteils die maximale Vergleichsspannung σ_v

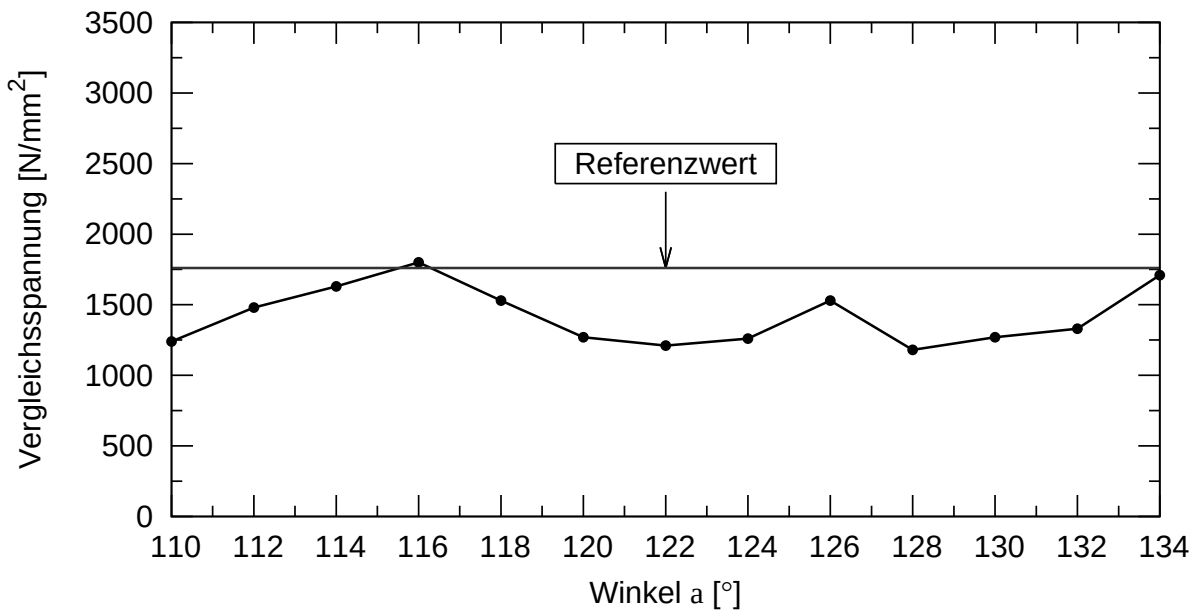


Bild 5.25: Maximale Vergleichsspannung σ_v im Obermesser in Abhängigkeit des Winkels α

im Obermesser unterhalb des Referenzwertes verläuft (vgl. Bild 5.25), ist im Untermesser eine Zunahme der maximalen Vergleichsspannung festzustellen.

In der Schneidkante des Obermessers liegen die Werte dabei durchschnittlich ca. 19% unter dem Referenzwert. Im Optimum wird eine Verbesserung um ca. 31% erreicht.

Im Untermesser ist ein Anstieg um durchschnittlich 41% und maximal 58% festzustellen. Die Gefahr von plastischer Verformung und Ausbrüchen aufgrund von zyklischer Entfestigung im Bereich der Untermesserschneidkante nimmt entsprechend zu.

Auffällig ist, dass die Vergleichsspannung σ_v im Obermesser bei einem Winkel von 116° einen maximalen Wert erreicht, der anschließend wieder sinkt. Durch die Winkeländerung wirken zwei gegensätzliche Effekte. Durch die Vergrößerung des Stirnflächenwinkels entsteht eine quasi-stumpfe Messerschneidkante, wodurch sich eine größere Kontaktfläche zum Blech und damit eine Reduzierung der hydrostatischen Spannung ergibt. Die Bildung einer Rissspitze in der Werkstoffoberseite wird aufgrund des steigenden Umformvermögens erschwert, ein Anstieg des Spannungsmaximums ist die Folge.

Gleichzeitig bewirkt ein großer Winkel eine stärkere Vordehnung der oberen Werkstofffasern, was wiederum einen frühen Einriss begünstigt und das Maximum der

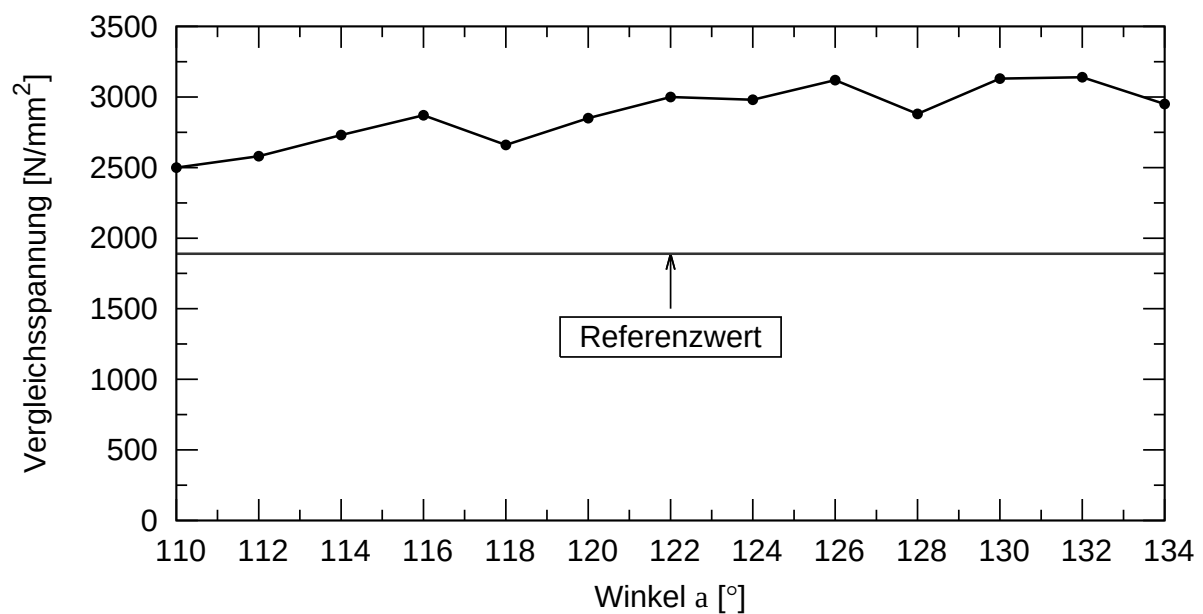


Bild 5.26: Maximale Vergleichsspannung σ_v im Untermesser in Abhängigkeit des Winkels α

Vergleichsspannung im Obermesser reduziert.

Durch die wachsende Biegebeanspruchung des Werkstücks mit steigendem Winkel α , legt sich der Blechwerkstoff unter hohem Druck um die untere Schneidkante. Folglich steigt die maximale Vergleichsspannung σ_v im Untermesser analog mit dem Winkel (vgl. Bild 5.26).

Aus der Untersuchung zur maximalen Obermesserbeschleunigung (vgl. Bild 5.27) in Abhängigkeit des Winkels α kann kein eindeutiger Schluss gezogen werden. Der Wert der Beschleunigung bewegt sich fast ausschließlich oberhalb des Referenzwertes. In der Tendenz hat ein größerer Stirnflächenwinkel eine größere maximale Beschleunigung zur Folge.

Eine mögliche Ursache für den Wert der Beschleunigung ist die Geschwindigkeit des Versagensfortschritts. Es ist anzunehmen, dass die maximale Beschleunigung bei gleichbleibendem Werkstoff direkt vom Versagensfortschritt abhängt. Mit steigendem Winkel α ändert sich der dominierende Spannungszustand in der Trennzone des Werkstücks von Schubspannung zu Zug-Druck-Spannung mit gleichzeitiger Vergrößerung der Kontaktfläche zwischen Blechwerkstoff und Obermesser an der Schneidkante.

In der Folge verteilt sich die durch den Vorschub eingeleitete Kraft auf eine größere Fläche im Werkstück. Die Flächenlast erschwert die Erzeugung einer lokalisierten

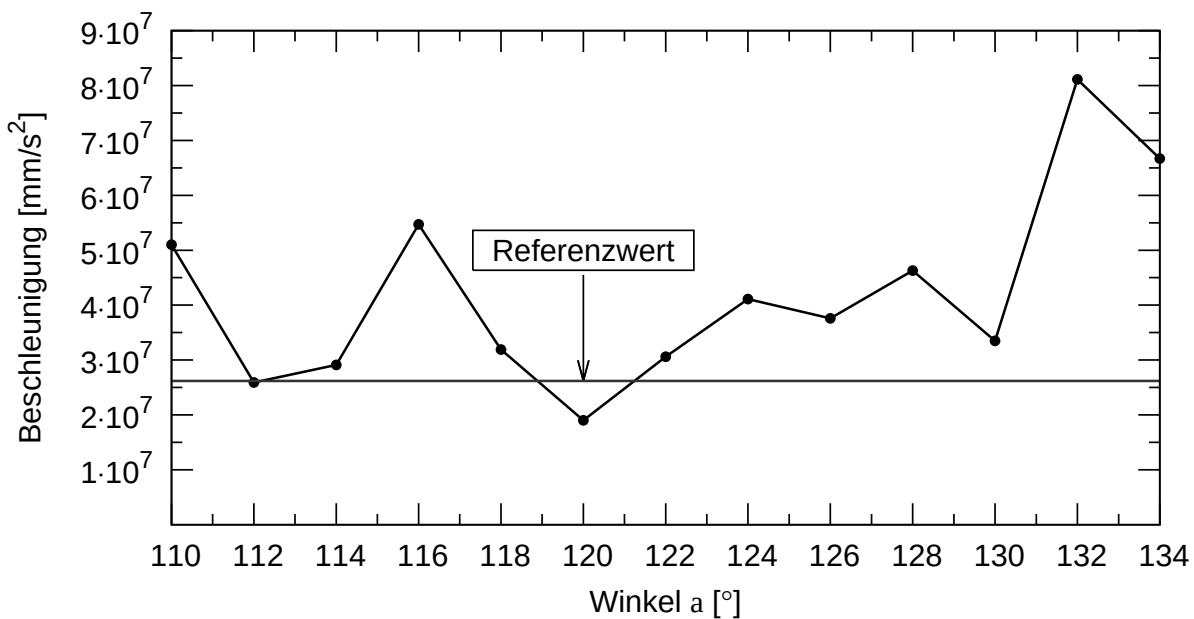


Bild 5.27: Maximale Beschleunigung $\ddot{u}_{y,max}$ des Obermessers nach dem Durchriss in Abhängigkeit des Winkels α

Dehnung, die die Voraussetzung für die Rissbildung an den oberen Blechfasern darstellt. Der ausbleibende Einriss führt unter Zuglast wiederum zu einer steigenden Anzahl gleichzeitig versagender Elemente in der Trennebene. Die im System gespeicherte Energie wird entsprechend abrupt in eine maximale Beschleunigungsamplitude umgesetzt.

Bild 5.28 zeigt keinen Zusammenhang zwischen dem Winkel α und der maximalen Schneidkraft. Bis zu einem Winkel von $\alpha = 128^\circ$ bleibt der Wert der maximalen Schneidkraft mehr oder weniger unverändert ca. 5% oberhalb des Referenzwertes. Darüber hinaus tritt ein Abfall der maximalen Schneidkraft $F_{s,max}$ um ca. 5 bis 15% auf.

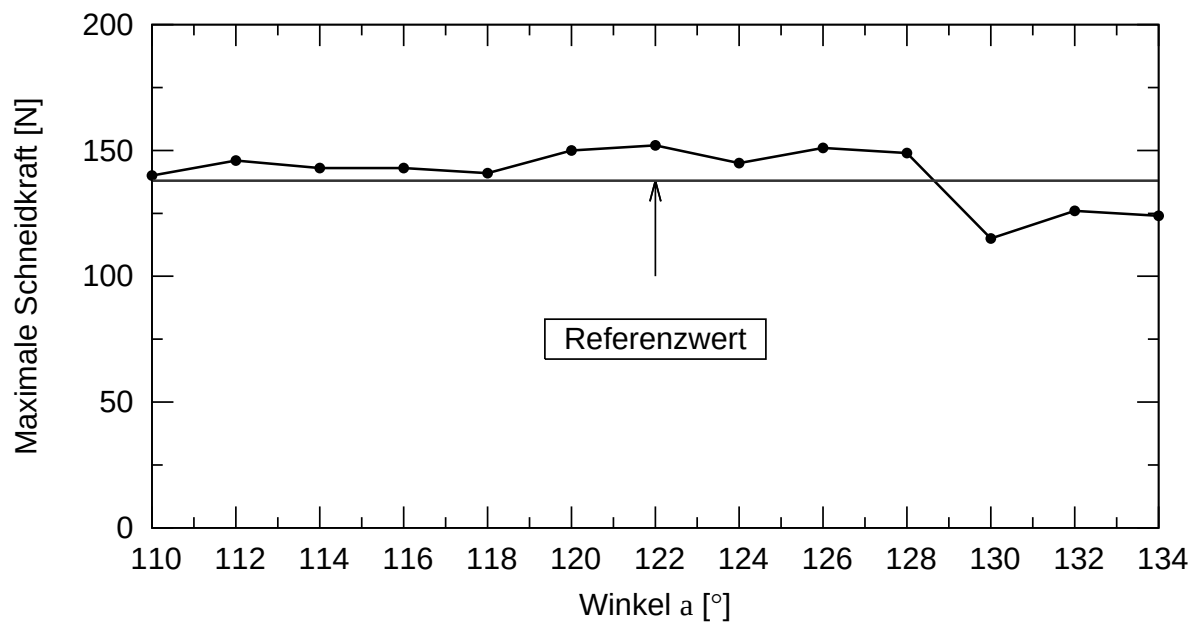


Bild 5.28: Maximale Schneidkraft $F_{s,max}$ in Abhängigkeit des Winkels α

Eine Analyse des Wertebereichs ab $\alpha = 130^\circ$ ergibt, dass bei gegebener Konstellation ab diesem Winkel ein Erstversagen des Blechwerkstoffs an der Untermesserkante auftritt, zum Zeitpunkt des Eindringens der Obermesserkante in das Werkstück. Die Ursache hierfür ist die hohe plastische Vergleichsdehnung in den unteren Blechwerkstofffasern, hervorgerufen durch Biegung und gleichzeitige Vorschubbewegung durch das Obermesser (vgl. Bild 5.29).

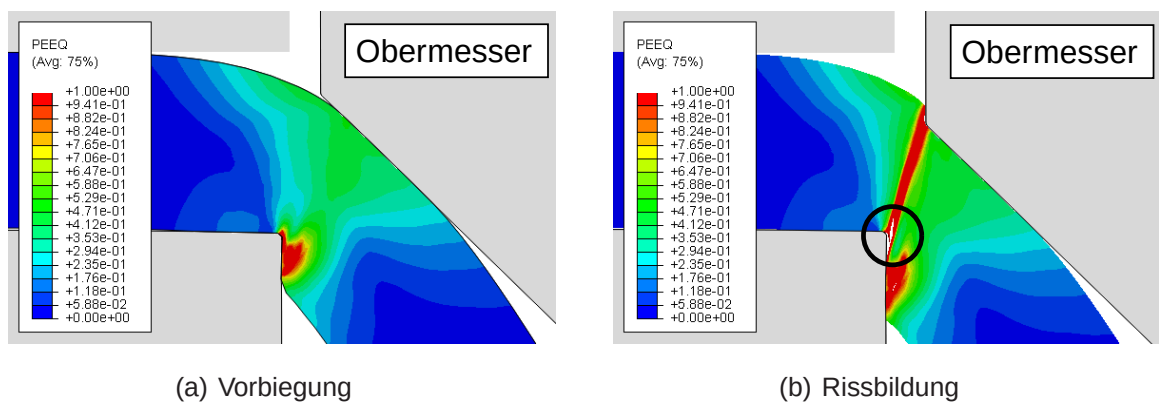


Bild 5.29: Ausbildung einer Risspitze am Untermesser, Plastische Vergleichsdehnung $\bar{\epsilon}_{eq}^{pl}$ bei Profilform B und Winkel $\alpha = 134^\circ$, Werkstoff: HC 500 X-IP

5.4.3.2 Schneiden mit vorauseilender Zylindergeometrie

Profilform C setzt zur Optimierung des Schneidprozesses ebenfalls Spannungsüberlagerungen durch eine vorauseilende Zylindergeometrie ein. Alle folgenden Ergebnisgrößen werden in Abhängigkeit vom Radius R und dem Abstand des Kreisbogens zur Schneidkante L dargestellt. Das Referenzniveau der entsprechenden Profilform A befindet sich bei $R = 0$.

Die Verschleißkennzahl für das Obermesser zeigt ein deutliches Absinken ihres Wertes mit zunehmendem Radius R (vgl. Bild 5.30). Tendenziell verstärkt sich der Effekt mit sinkendem Abstand L der Geometrie, wobei der Einfluss von L deutlich geringer ist.

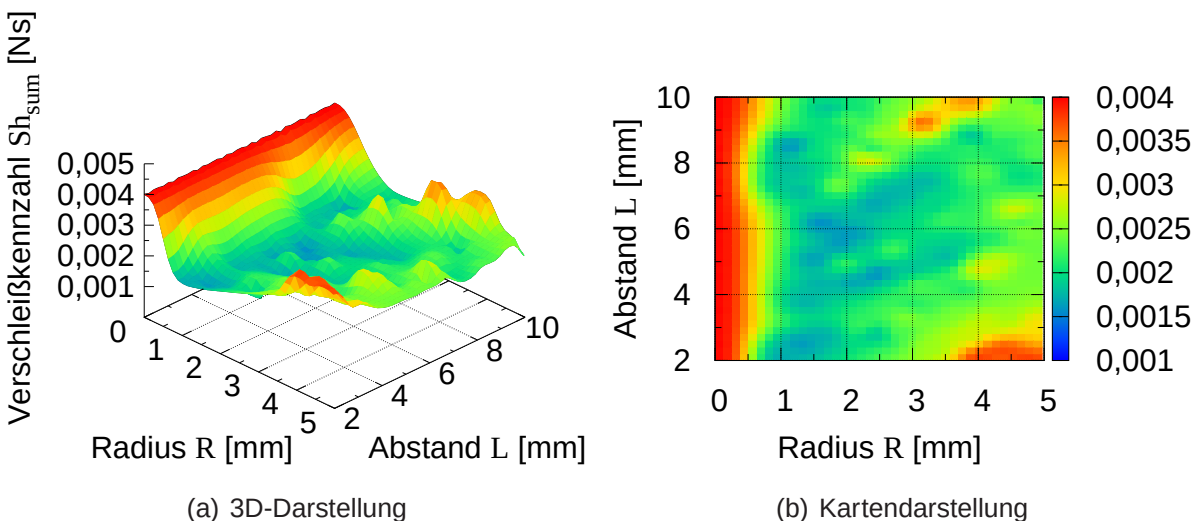


Bild 5.30: Verschleißkennzahl Sh_{sum} für das Obermesser in Abhängigkeit von R und L , Profilform C

Der in Kapitel 2.1.3 beschriebene Effekt der Spannungsüberlagerung kommt deutlich zum Tragen. Durch die Ausbildung zweier Rissspitzen entsteht ein geringerer Fluss des Blechwerkstoffs in den Schneidspalt. Die Kontaktnormalkräfte auf die Mantelfläche sinken entsprechend unter den Wert des Referenzschnittes. Im Bereich von $R > 3,5$ mm und $L < 3$ mm kehrt sich der Effekt um. Durch die Ausprägung der Geometrie und ihrer Nähe zur Schneidkante entsteht aufgrund hoher Werkstoffbiegung eine verstärkte Kraftkomponente in horizontaler Richtung, die eine Aufweitung des Schneidspalts sowie einen verstärkten Werkstofffluss in den Schneidspalt zur Folge hat.

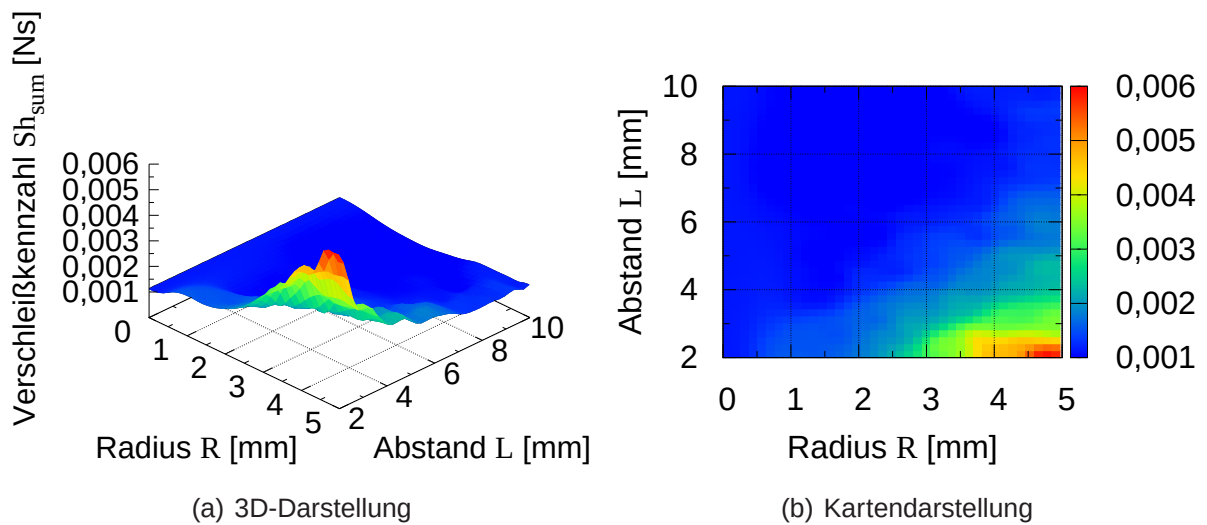


Bild 5.31: Verschleißkennzahl Sh_{sum} für das Untermesser in Abhängigkeit von R und L , Profilform C

Der Wert der Verschleißkennzahl für das Untermesser zeigt bei der Parametervariation von R und L im Bereich von $R < 3 \text{ mm}$ und $L > 4 \text{ mm}$ ein quasi stationäres Verhalten (vgl. Bild 5.31). Für größere Radien und kleinere Abstände zeigt die Kennzahl einen bis zu sechsfachen Anstieg der Mantelflächenbelastung im Vergleich zum Referenzwert bei $R = 0$. In diesem Bereich erfolgt mit wachsendem Biegewinkel die Anpressung des Abfallblechs gegen die untere Mantelfläche. Die Ursache liegt wiederum im vermehrten Fluss des Blechwerkstoffs in den Schneidspalt begründet. Die Stärke der Aufweitung zum ursprünglichen Schneidspalt und die Kontaktnormalkräfte auf beide Mantelflächen verhalten sich dabei analog.

Auf die maximal auftretende Vergleichsspannung im Obermesser wirkt sich eine Änderung von R und L wie in Bild 5.32 gezeigt aus. Mit zunehmendem Radius R stellt sich eine geringere maximale Vergleichsspannung σ_v ein, die immer unter dem Referenzniveau von ca. 1800 N/mm^2 liegt. Der Abstand der Geometrie L hat auf die Maximalspannung einen geringen Einfluss. Tendenziell sinkt mit wachsendem Abstand die maximale Vergleichsspannung σ_v .

Die Spannung in der Messerschneidkante wird durch die Kontaktkräfte, die vom Werkstück auf die Stirn- und Mantelfläche wirken, hervorgerufen. Bei großem Radius R über 3 mm und kleinem Abstand L unter 3 mm stellt sich wie oben beschrieben eine entsprechend starke Biegung des Werkstücks vor dem Aufsetzen des Ober-

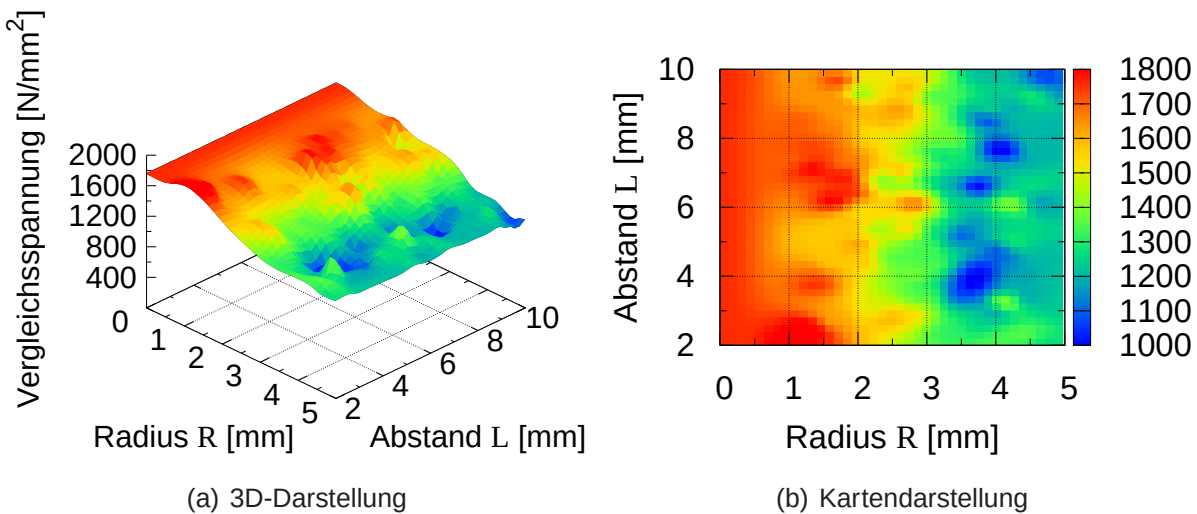


Bild 5.32: Vergleichsspannung σ_v im Obermesser in Abhängigkeit von R und L , Profilform C

messers ein. Eine starke Zugdehnung der Blechoberseite ist die Folge. Durch den vermehrten Werkstofffluss in den Schneidspace, der sich in einem stärkeren Kanten-einzug niederschlägt, steigt die Kontaktkraft auf die Mantelfläche und führt zu einer hohen maximalen Vergleichsspannung σ_v .

Die selben Beobachtungen gelten entsprechend für die maximale Vergleichsspannung im Untermesser (vgl. Bild 5.33). Im oben genannten Bereich großer Vorbiegungen steigt die maximale Vergleichsspannung aufgrund der starken Kontaktkräfte des

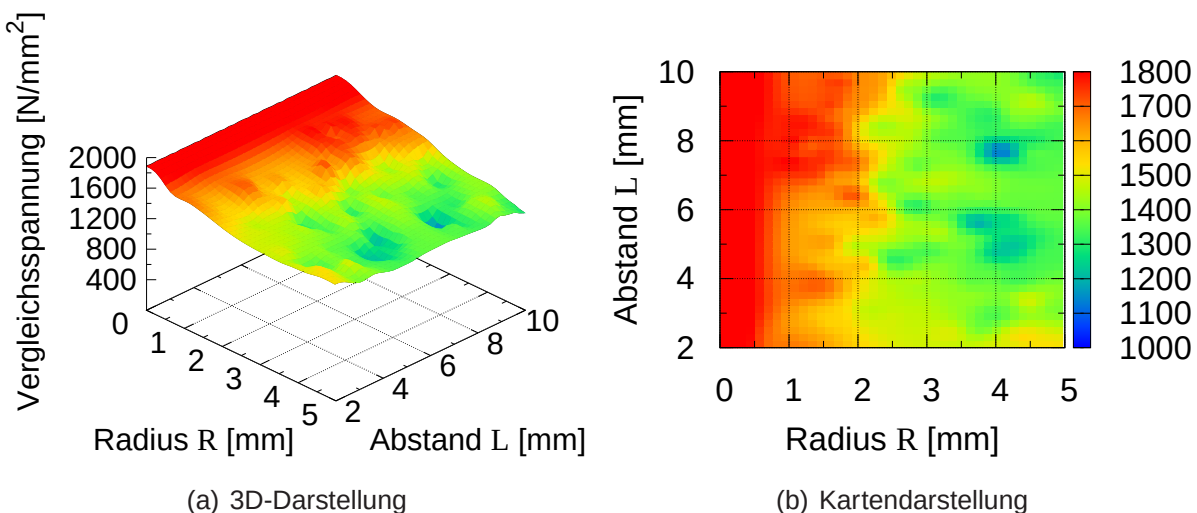


Bild 5.33: Vergleichsspannung σ_v im Untermesser in Abhängigkeit von R und L , Profilform C

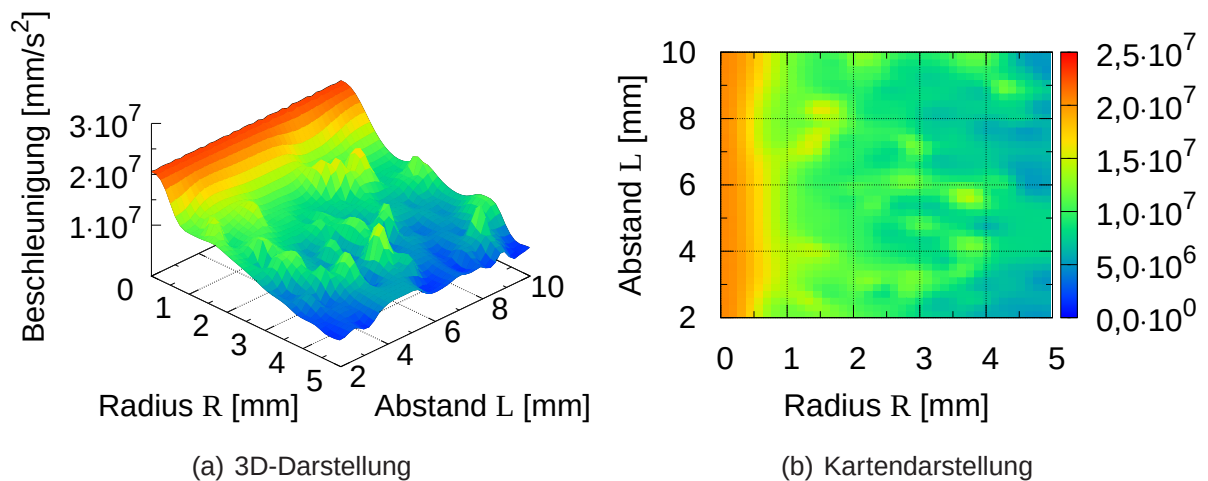


Bild 5.34: Maximale Beschleunigung $\ddot{u}_{y,max}$ in Abhängigkeit von R und L , Profilform C

Untermessers mit dem Werkstück bis zum Abriss des Abfallteils.

Die maximale Beschleunigung sinkt nach Bild 5.34 mit zunehmendem Radius R und Abstand L . Trotz der Verschiebung der Blechspannungen von Schub- zu Zugbeanspruchung bei größerer Vorbiegung nimmt die maximale Obermesserbeschleunigung unmittelbar nach dem Durchriss stets einen Wert unterhalb des Referenzniveaus an. Im Gegensatz zu Profilform B bleibt bei Profilform C die Rissbildung an der Blechoberseite nicht aus. Durch den einsetzenden Rissfortschritt erfolgt die Freisetzung der im vorgespannten System gespeicherten potenziellen Energie weniger abrupt. In der Folge nimmt die maximale Beschleunigungsamplitude bei großen Vordehnungen

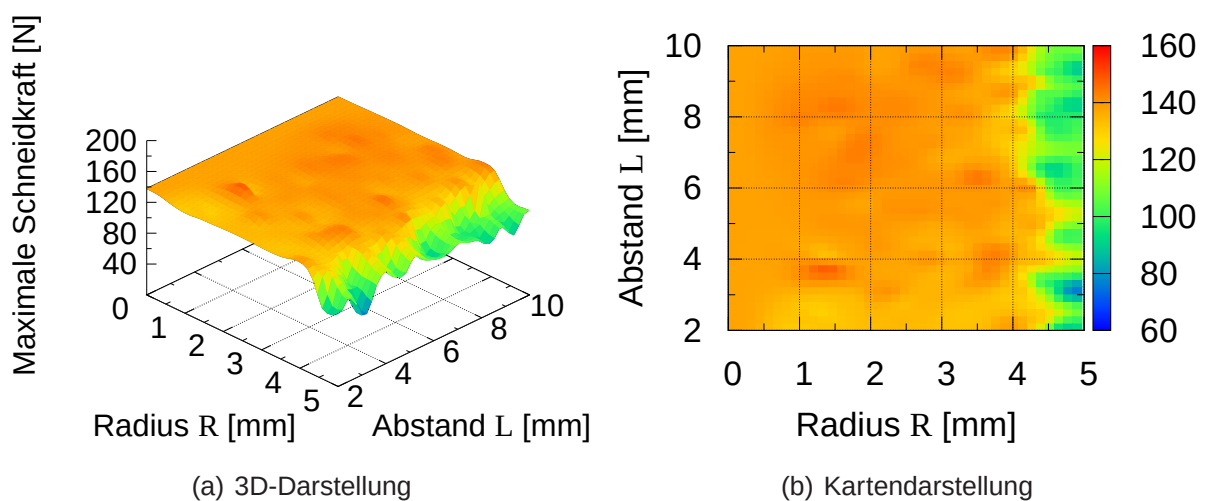


Bild 5.35: Maximale Schneidkraft $F_{s,max}$ in Abhängigkeit von R und L , Profilform C

kleinere Werte an.

Bild 5.35 zeigt einen konstanten Wert der maximalen Schneidkraft in Abhängigkeit der Geometrieparameter bis zu einem Radius R von 4 mm. Darüber hinaus sinken die Werte um durchschnittlich 24% im Vergleich zum Referenzniveau. Mit kleinerem Abstand L , also stärkerer Vorbiegung des Werkstücks, verstärkt sich der Effekt tendenziell.

Eine Minimierung der maximalen Schneidkraft wird generell erreicht, wenn **zeitgleich** zwei Risspitzen an der Ober- und Unterkante des Blechwerkstoffs entstehen und direkt aufeinander zulaufen. Im konventionellen Schnitt erfolgt eine verzögerte Rissbildung an der Blechunterseite. Im ungünstigsten Fall bleibt sie vollständig aus. Durch Beaufschlagen des Werkstücks mit einer ausreichend großen Vorbiegung entsteht im Blechwerkstoff im Bereich der Untermesserante eine Druckspannung, die mit weiterem Vorschub des Obermessers von einer Schubspannung überlagert wird. Die kritische Dehnung für Werkstoffversagen wird frühzeitiger erreicht.

5.4.4 Optimierung von Prozessparametern

Die Ergebnisse der Simulationsmethode aus den vorangegangenen Kapiteln erlauben die Identifizierung geeigneter Prozessfenster für den untersuchten Werkstoff und die gewählten Schneidprozessparameter.

Aus den Ergebnissen von Kapitel 5.4.3.1 ist abzuleiten, dass für die eingestellten Schneidprozessparameter und den gewählten Werkstoff mittels Profilform B keine Optimierungsmöglichkeiten bestehen. Die Ergebnisse weisen eine deutliche Verschlechterung aller Optimierungskennzahlen aus. Einige Werte, z. B. die maximale Vergleichsspannung σ_v im Untermesser, liegen für den gesamten Wertebereich des Winkels α außerhalb des zulässigen Maximums.

Profilform C hingegen zeigt für die gewählte Prozessparameterkombination ein bedeutendes Verbesserungspotenzial aller Optimierungskategorien. Zur Ermittlung einer geeigneten Parameterkombination der geometrischen Größen R und L werden folgende Ergebniswerte aus Kap. 5.4.3.2 grafisch überlagert:

- Verschleißkennzahl Sh_{sum}
- maximale Vergleichsspannung σ_v
- maximale Beschleunigung $\ddot{u}_{y,max}$

Alle Ergebnisgrößen gehen mit einfacher Gewichtung in die Bewertung ein.

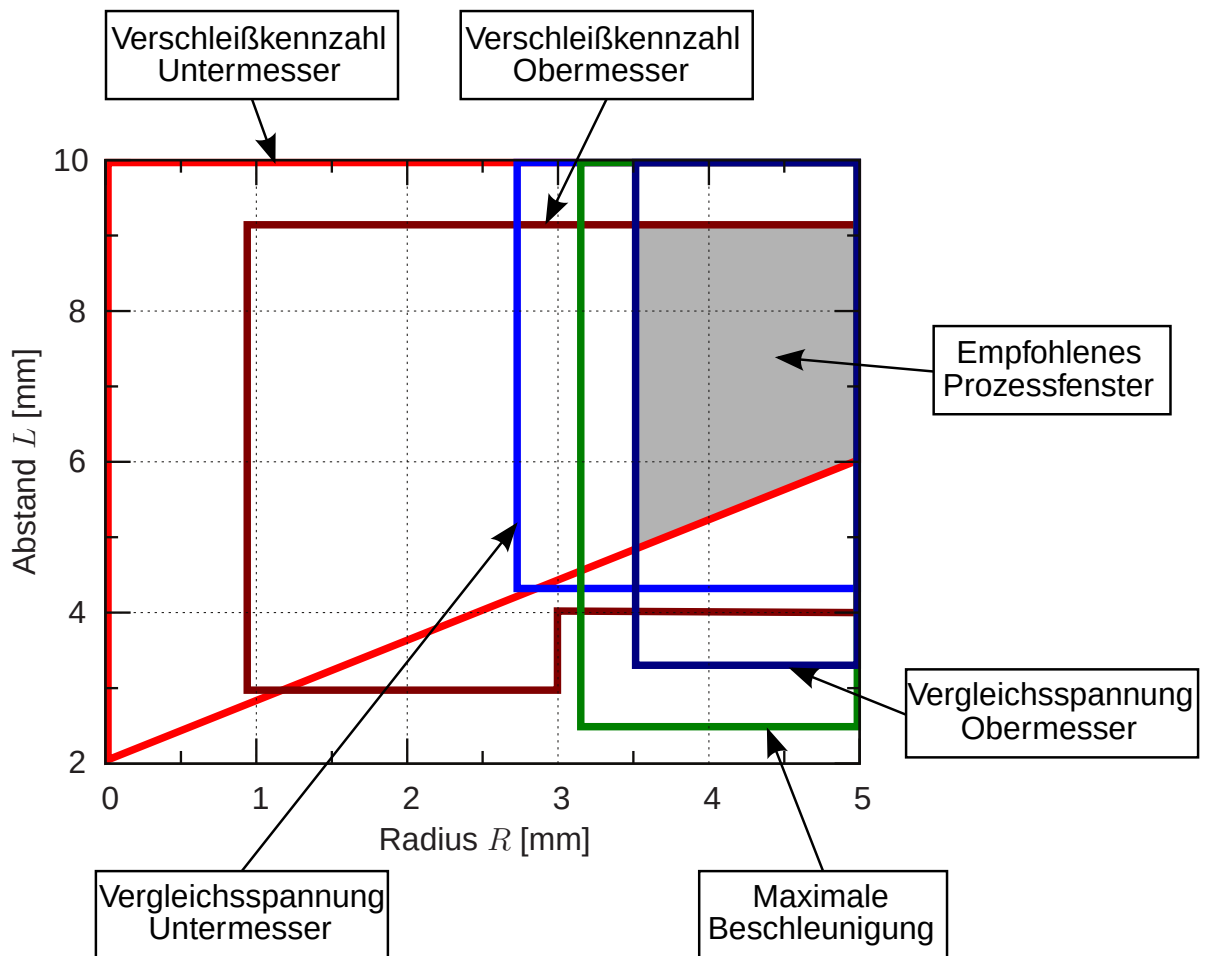


Bild 5.36: Ermittlung des optimalen Prozessfensters mittels grafischer Überlagerung der Einzelergebnisse

Aus der Überlagerung der optimalen Parameterkombinationen für R und L geht das in Bild 5.36 dargestellte Prozessfenster hervor. Danach beträgt der optimale Radius R 3,5 bis 5 mm. Der ideale Abstand L beträgt 6 bis 9 mm.

Wie bereits in Kapitel 5.4.2 beschrieben, gelten diese Empfehlungen explizit für den Werkstoff HC 500 X-IP.

6 Experimentelle Verifikation der FE-Methode

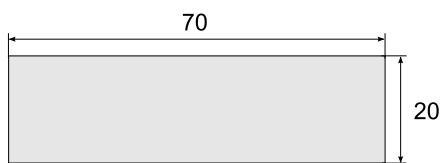
6.1 Versuchswerkzeug und Messerformen

Die Verifikation der Schneidsimulation erfolgt unter Anwendung von drei unterschiedlichen Obermesserprofilen mit den Bezeichnungen A, B und C. Das Untermesserprofil behält über alle Versuchsreihen hinweg seine Form, die dem Obermesserprofil A entspricht.

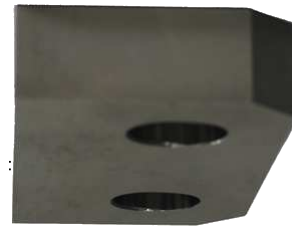
Die Schneidmesser sind als Einsätze konzipiert und werden von der Messeraufnahme durch Passungen geführt und gegen Verdrehung gesichert. Im Folgenden werden die zur Verifikation gewählten Messerprofile beschrieben.

Obermesserprofil A

Profil A entspricht einem konventionellen Beschnittmesser mit rechtwinkligem Schnittprofil. Die Schneidkante erfasst den Blechwerkstoff vollkantig.



(a) Abmaße



(b) Messereinsatz

Bild 6.1: Obermesserprofil A: Konventionelles Profil, vollkantiger Schnitt

Obermesserprofil B

Bei Profilform B handelt es sich um eine Werkzeugform wie sie auch zum Reißen von Blechwerkstoffen eingesetzt wird. Die Stirn- und Mantelflächen der Schneidkante bilden zusammen einen Winkel von $\alpha = 120^\circ$, was zu einer Vorbiegung des Werkstoffs vor dem eigentlichen Scherenschnitt führt (vgl. Kap. 5.4.1).

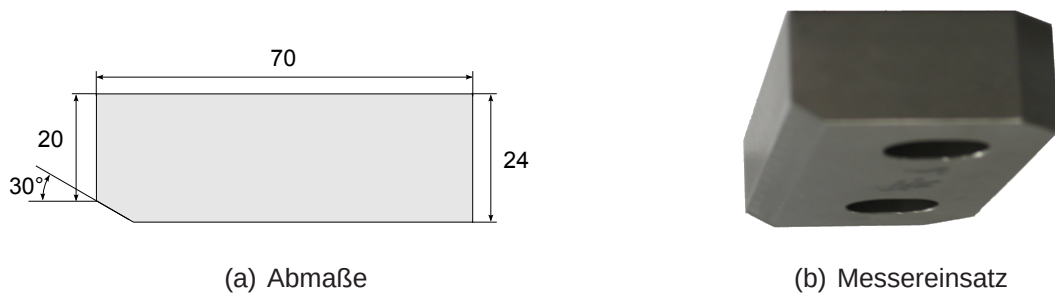


Bild 6.2: Obermesserprofil B: Schräge Stirnfläche, Reißen

Obermesserprofil C

Messerprofil C verfügt über eine voreilende kreisrunde Geometrie, die im Abstand L von 4 mm von der Schneidkante entfernt auf der Stirnfläche angebracht ist. Der Radius R der voreilenden Geometrie beträgt 4 mm. Die Schneidkante selbst ist rechtwinklig und vollkantig ausgeführt.

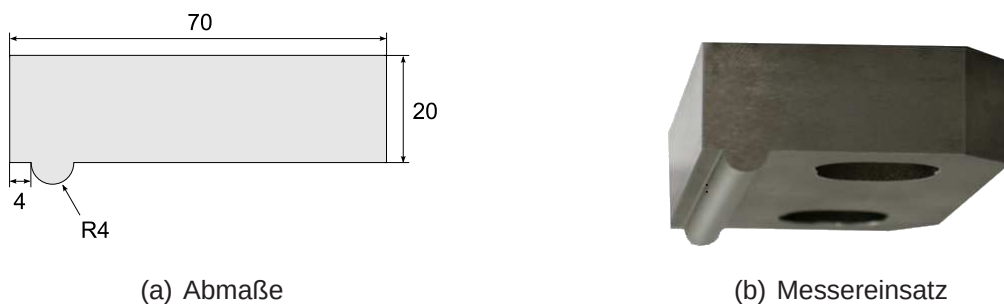


Bild 6.3: Obermesserprofil C: Biegeprofil, vollkantiger Schnitt mit voreilender Geometrie

Der Aufbau des Versuchswerkzeugs findet sich in Kapitel 4.2.

6.2 Versuchsdurchführung

Aufgrund der virtuellen Voruntersuchungen wurden drei Stahlwerkstoffe als Versuchswerkstoffe ausgewählt, die zurzeit zur Herstellung hochfester Karosserieteile verwendet bzw. erprobt werden. Diese sind:

- HC 420 LAD, $s = 1,6 \text{ mm}$
- HD 680 C, $s = 1,6 \text{ mm}$
- HC 500 X-IP, $s = 1,0 \text{ mm}$



Bild 6.4: Prüfplatine

Die Proben der Prüfwerkstoffe liegen in den Platinenabmaßen 100 x 160 mm vor (vgl. Bild 6.4) und werden mit jeweils drei Obermesserprofilen sowie drei relativen Schneidspalten von 5 %, 10 % und 15 % auf der Länge von 100 mm geschnitten. Jede Konfiguration wird statistisch mit zehn Versuchswiederholungen abgesichert.

Die Einstellung des Schneidspalts erfolgt über die Verschiebbarkeit der Obermessereinsätze, die durch eine Langlochbefestigung realisiert wird (vgl. Bild 4.7). Zur Spalteinstellung werden am Anschlag der Obermessereinsätze Distanzbleche angebracht. Im zusammengefahrenen Zustand der Presse wurde der jeweils aktuelle Abstand der Messermantelflächen mittels Messblechen ermittelt und ggf. durch entsprechende Distanzbleche korrigiert. Nach jeder Schneidspaltanpassung wurden drei Schnitte mit Testblechen ausgeführt, um ein mögliches Setzen der Obermesser zu korrigieren.

Vor jeder Variation von Prüfwerkstoff, Schneidspalt oder Obermesserprofil werden die Messsensoren neu genullt und der Schneidspalt kontrolliert. Die Umgebungstemperatur wurde mit einem Temperaturfühler protokolliert und betrug konstant 20°Celsius. Die Einstellung der maximalen Presskraft beträgt über alle Versuchsreihen hinweg 1000 kN. Der Beginn der Aufzeichnung der Messdaten erfolgt automatisch durch die Definition eines Auslösepunktes, im vorliegenden Fall beim Erreichen einer Hubhöhe von 40 mm vor dem unteren Umkehrpunkt. Der Rückhub der Presse erfolgt weggesteuert im durch die Werkzeugkonstruktion bedingten unteren Totpunkt.

6.3 Methode der Versuchsauswertung

6.3.1 Messung der Prozesskenngrößen

Mit Ausnahme der Schnittkantenbewertung werden alle gemessenen Werte direkt zur Laufzeit des Versuchs erfasst. Alle in Kapitel 4.2 und im Folgenden beschriebenen Sensorwerte werden mittels eines gemeinsamen Messverstärkers auf derselben Zeitachse ermittelt und ausgegeben. Die Zusammenlegung und Interpolation verschiedener Zeitwerte entfällt.

Weg-Zeit-Kurve

Die Einstellung für die maximale Stößelgeschwindigkeit der hydraulischen Versuchspresse wird über alle Versuchsreihen hinweg beibehalten. Die Messung der Weg-Zeit-Kurve erfolgt über das Messsignal des Seilzug-Wegsensors. Bild 6.5 zeigt exemplarisch den Verlauf von Weg und Zeit des Werkzeugoberteils in Abhängigkeit der Zeit.

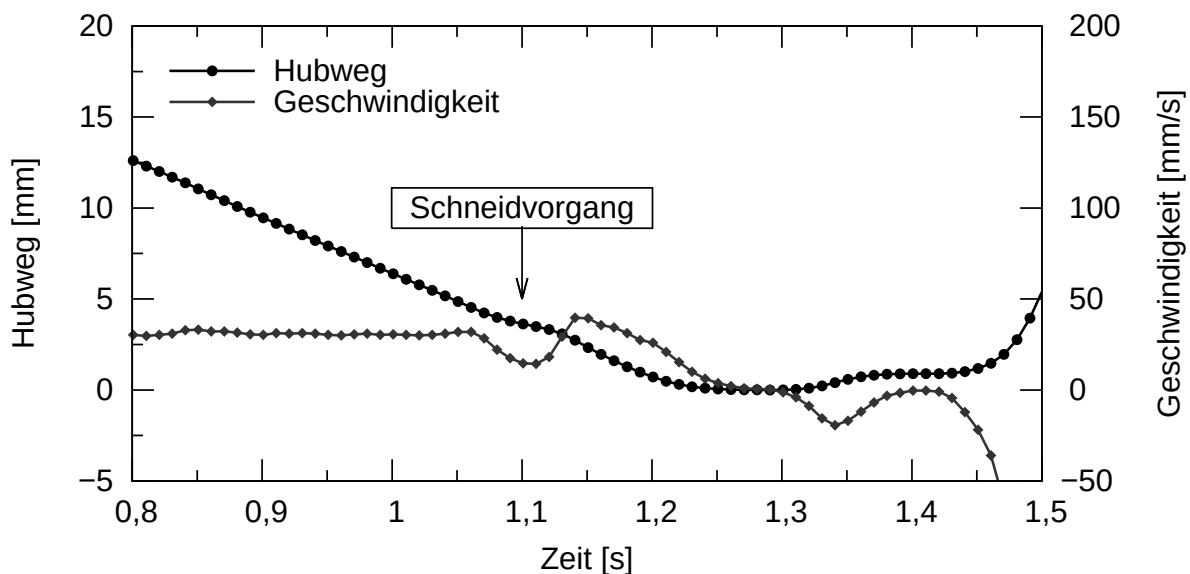


Bild 6.5: Charakteristische Zeitverläufe: Stößelweg, Stößelgeschwindigkeit

Messung der Schneidspalt-Aufweitung

Die Messung der Schneidspaltveränderung erfolgt auf Basis der berührungslosen Wirbelstrom-Messsensorik. Die beiden Primärsensoren befinden sich seitlich der Schneidmessereinsätze auf Höhe der Untermesserschneidkante. Nach jedem Konfigurationswechsel von Obermesserprofil, Werkstoff oder Schneidspalt wird eine Tariierkurve im Leerhub erhoben. Diese Tariierkurve wird von allen Ergebniskurven

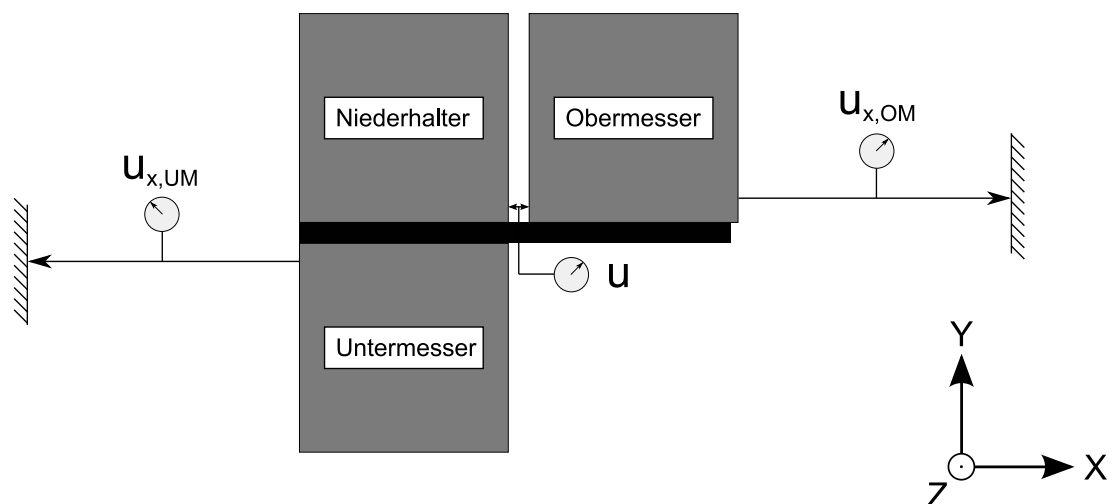


Bild 6.6: Versuchsaufbau: Messung der Auslenkung quer zur Arbeitsrichtung

subtrahiert, um das Messergebnis um die Einflüsse fertigungsbedingter Unebenheiten der Messflächen zu bereinigen.

Die Ermittlung des endgültigen Wertes für die Spaltaufweitung u erfolgt über das arithmetische Mittel der beiden primären Messwerte. Bei einer ungleichmäßigen Aufweitung des Schneidspalts wird von einer gemittelten Aufweitung in der Mitte der Schnittlinie ausgegangen (vgl. Bild 6.7).

Zur Ergebnisabsicherung werden zusätzlich jeweils zwei sekundäre Sensormessket-

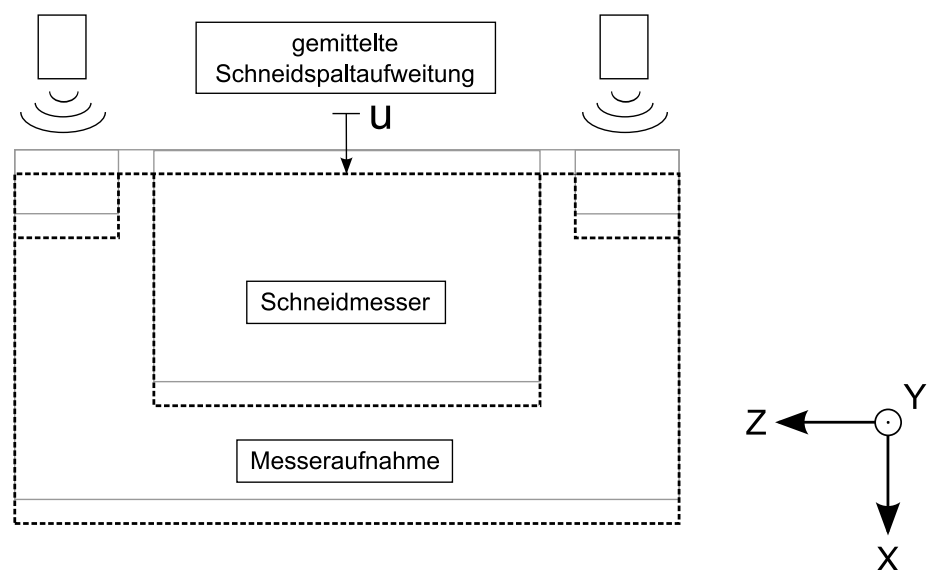


Bild 6.7: Ermittlung der mittleren Schneidspaltaufweitung (Draufsicht)

ten an den Rückseiten der Messeraufnahme angebracht (vgl. Bild 6.6).

Kraftmessung

Die Bestimmung der Schneidkräfte erfolgt mittels der Erfassung von Messladungen aus den sechs Piezo-Kraftmesssensoren unter den Messeraufnahmen. Jeweils drei Sensoren erfassen die Kräfte unter dem Ober- bzw. dem Untermesseraufbau (vgl. Bild 6.8 und 6.9).

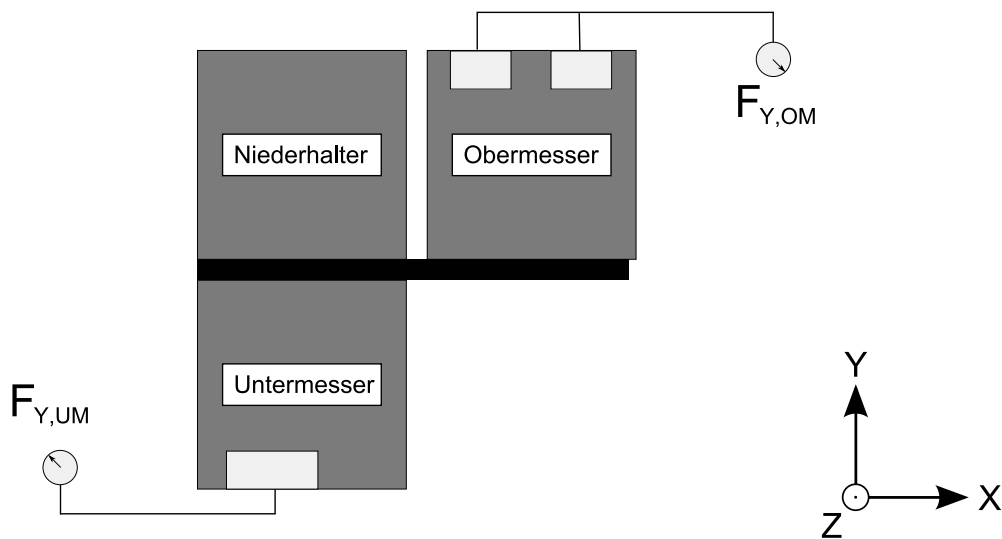


Bild 6.8: Versuchsaufbau: Messung der Reaktionskräfte

Über eine Addition der drei Messkennwerte erfolgt die Ermittlung der Gesamtschneidkraft am Obermesser bzw. die Summe aus Schneidkraft und Niederhalterkraft am Untermesser. Asymmetrische Kraftableitungen werden durch die getrennte Bewertung der drei Messkanäle möglich und erlauben somit eine zusätzliche Erfassung von evtl. auftretenden Momenten um die Z-Achse.

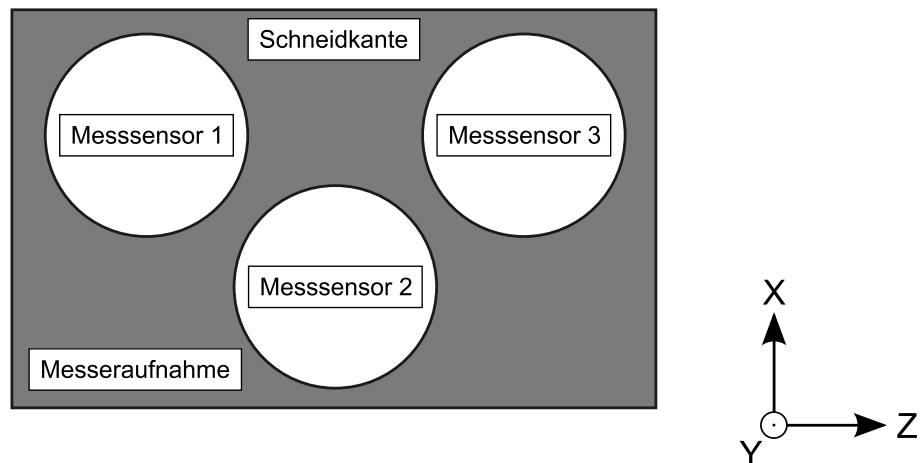


Bild 6.9: Anordnung der Kraftmesssensoren, Untermesseraufnahme

6.3.2 Messung der Bauteilqualität

Die Untersuchung zur Bauteilqualität umfasst die Auswertung der folgenden Größen nach VDI2904 (vgl. Kap. 2.1.2, Bild 2.2):

- Relative Kanteneinzugshöhe $\frac{h_E}{s}$
- Glattschnittanteil $\frac{h_S}{s}$
- Bruchflächenanteil $\frac{h_B}{s}$
- Schnittgrathöhe h_G

Die Messung der Kenngrößen wird computergestützt anhand von Probenschliffbildern der Ergebnisschnittkanten durchgeführt. Die Messgenauigkeit des Verfahrens beträgt 0,01 mm.

6.4 Versuchsauswertung und Vergleich mit Simulationsergebnissen

6.4.1 Werkstoffkennwerte

Alle Versuchswerkstoffe wurden vor den Schneidversuchen einer Zugprüfung nach *DIN EN 10002-1*, *DIN 50125* sowie *DIN ISO 4506* unterzogen. Aus jedem Versuchswerkstoff wurden drei Flachzugproben erstellt, die einer Dickenmessung unterzogen wurden. Die Zugversuche wurden auf einer Zugprüfmaschine mit einer Zugkraft von 250 kN durchgeführt. Die Wegaufnahme erfolgte über einen Dehnungsaufnehmer, die Kraftmessung erfolgte über einen Kraftmesssensor in der oberen Traverse. In Tabelle 6.1 werden die Mittelwerte für folgende Messwerte angegeben:

- Probenstärke s_0
- Dehngrenze $R_{p0.2}$
- Zugfestigkeit R_m
- Streckgrenzverhältnis $\frac{R_{p0.2}}{R_m}$
- Bruchdehnung A

Werkstoff	s_0 [mm]	$R_{p0.2}$ [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	$\frac{R_{p0.2}}{R_m}$ [-]	A [%]
HD 680 C	1,57	691	816	0,85	21
HC 420 LAD	1,56	446	553	0,81	30
HC 500 X-IP	1,00	454	1065	0,43	42

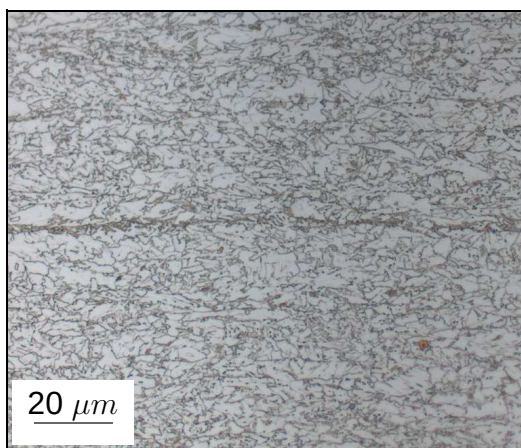
Tabelle 6.1: Werkstoffkennwerte der Versuchsproben

Zusätzlich zur Zugprüfung wurde eine Gefügeuntersuchung der Werkstoffe durchgeführt. Bild 6.10 (a) zeigt in der Gefügedarstellung des HD 680 C ein Mischgefüge aus Ferrit, Bainit und Martensit. In Bild 6.10 (b) ist das Ferrit-Perlit-Gefüge des HC 420 LAD dargestellt. Die Zusammensetzung des Werkstoffs HC 500 X-IP besteht, wie in Bild 6.10 (c) dargestellt, aus einem austenitischen Grundgefüge mit deutlicher Zwillingsbildung.

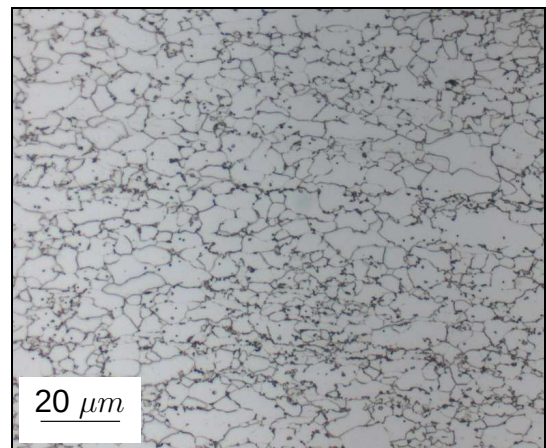
6.4.2 Schneidkraftermittlung

Die maximale Schneidkraft $F_{s,max}$ stellt eine direkt mit der Simulation vergleichbare Größe dar. Für den Vergleich erfolgt eine Multiplikation des Simulationsergebnisses mit dem Faktor 1000, der dem Faktor der Simulationsschnittlänge von 0,1 mm zur Versuchsschnittlänge von 100 mm darstellt. Zusätzlich wurden alle Angaben zur maximalen Schneidkraft auf die Blechdicke von $s = 1,0 \text{ mm}$ bezogen. Für die Werkstoffe HD 680 C und HC 420 LAD wurden daher die Ergebniswerte durch die gemessenen Blechstärken dividiert. Der Werkstoff HC 500 X-IP lag in der Dicke von 1,0 mm vor. Eine Umrechnung war hier nicht erforderlich.

Bild 6.11 zeigt die Werte der maximalen Schneidkräfte für die Versuchswerkstoffe im Vergleich mit den in der Simulation ermittelten Werten. Alle Werte zeigen eine Abweichung der Simulationsgenauigkeit zum Versuch von 1 bis maximal 6%. Der in



(a) HD 680 C



(b) HC 420 LAD



(c) HC 500 X-IP

Bild 6.10: Gefügeschaubilder der Versuchswerkstoffe

Kapitel 5.3.3.1 aufgezeigte Zusammenhang zwischen der maximalen Schneidkraft und dem relativen Schneidspalt wird hier im Versuch bestätigt.

Für Profilform B des Obermessers liegen nur Versuchswerte für die Werkstoffe HD 680 C und HC 420 LAD vor. Aufgrund der starken Aufweitung des Schneidspalts im Zusammenhang mit dem Werkstoff HC 500 X-IP führte der Schneidversuch der Profilform B nicht zur Werkstofftrennung. Vielmehr fand ein Abkanten der Versuchsplatine statt (vgl. Bild 11.3 im Anhang).

Die Abweichung der Versuchsergebnisse zu ihren entsprechenden simulativ bestimmten Werten beträgt maximal 11%. Die konstante Abnahme der maximalen Schneidkraft bei größerem relativem Schneidspalt wird hier ebenfalls bestätigt.

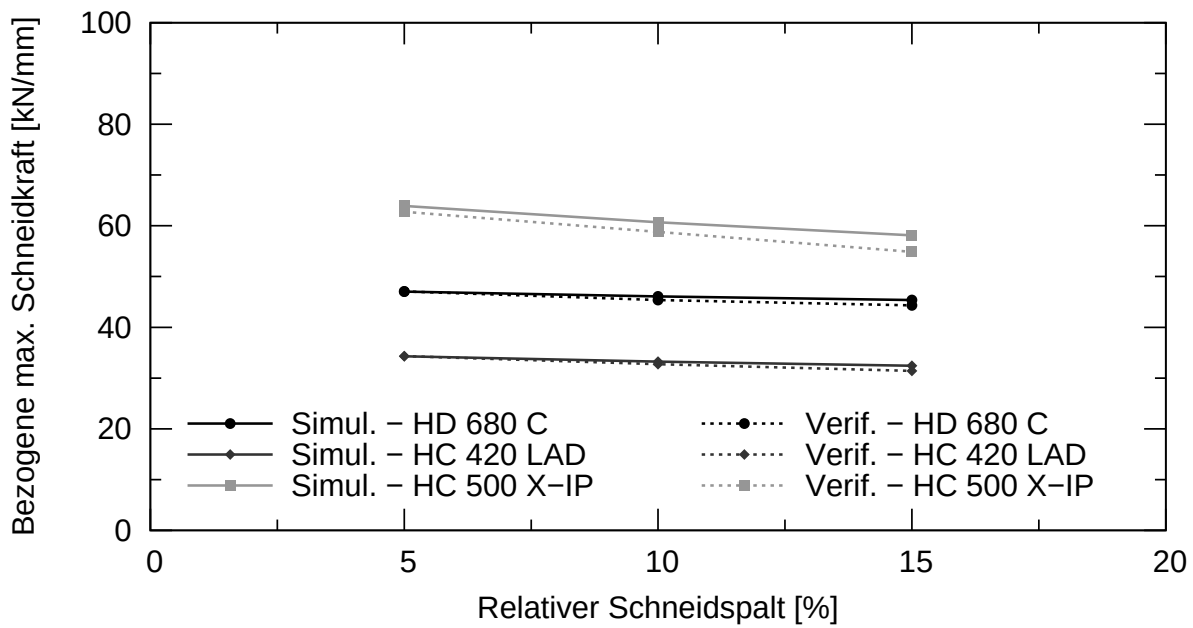


Bild 6.11: Bezogene maximale Schneidkraft $\frac{F_{s,max}}{s}$ in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , Profilform A

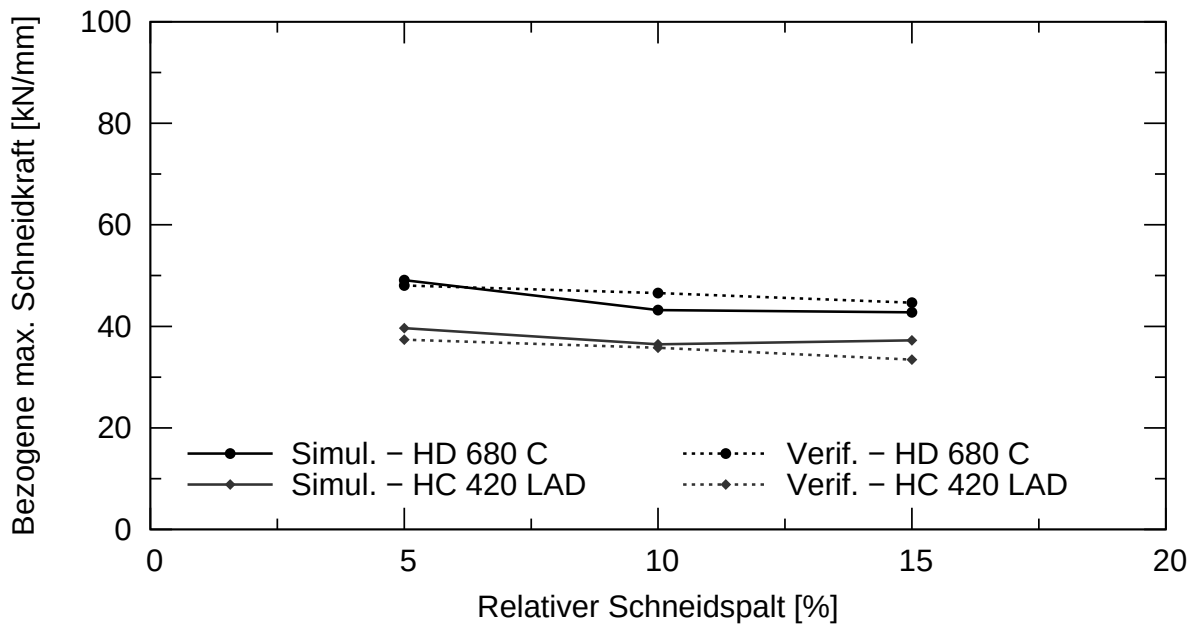


Bild 6.12: Bezogene maximale Schneidkraft $\frac{F_{s,max}}{s}$ in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , Profilform B

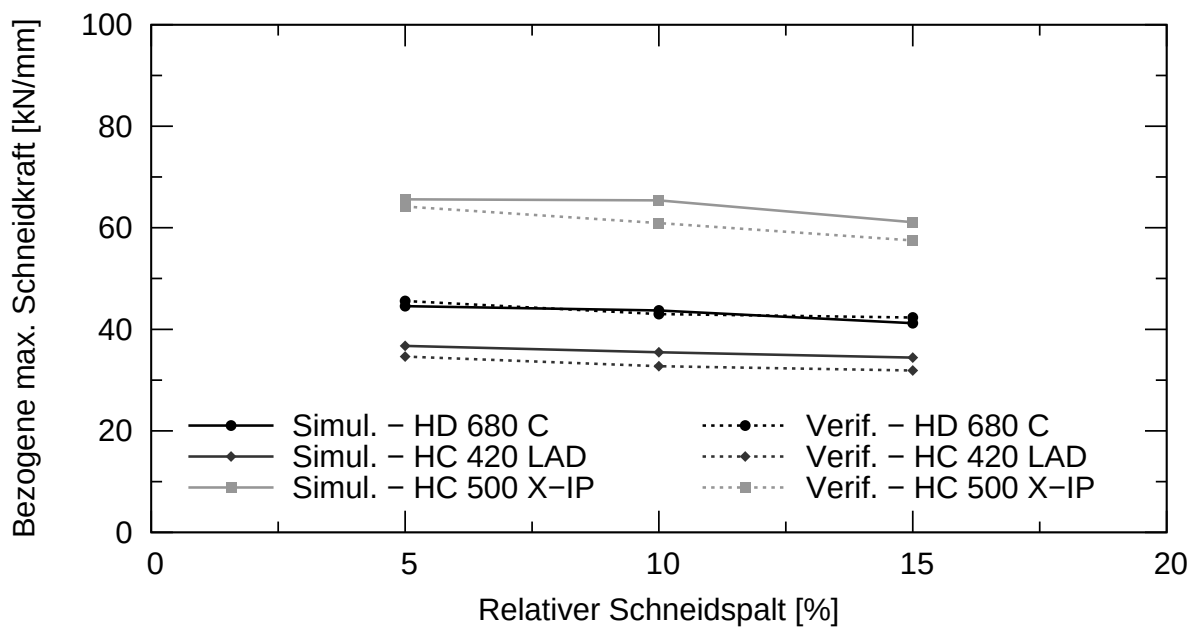


Bild 6.13: Bezogene maximale Schneidkraft $\frac{F_{s,max}}{s}$ in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , Profilform C

Profilform C zeigt nach Bild 6.13 eine gute Übereinstimmung von Simulationen und Verifikationsversuchen mit sinkenden maximalen Schneidkräften bei größeren relativen Spaltwerten. Die Abweichungen betragen maximal 8%.

Die bei den Schneidkraftmaxima erreichte Genauigkeit bestätigt die Simulation in der Abbildung des elastoplastischen Werkstoffverhaltens. Das Werkstoffversagen wird sowohl in schub- als auch in zug- sowie druckdominanten Bereichen der Trennzone genügend genau abgebildet. Weiterhin konnte bestätigt werden, dass die hier angewandte phänomenologische Versagensbeschreibung auch in Bereichen großer Dehnungen, wie z. B. beim Werkstoff HC 500 X-IP, gültig ist. Hier werden laut Simulation in der Trennzone Dehnungswerte von bis zu 250% erreicht.

Anhand der gemessenen maximalen Schneidkräfte wurden nach Gleichung (2.1) die

rel. Schneidspalt u_{rel}	HD 680 C	HC 420 LAD	HC 500 X-IP
5%	0,59	0,59	0,63
10%	0,57	0,56	0,59
15%	0,55	0,54	0,55

Tabelle 6.2: Werte des Fließscherfaktors f_s für Prüfwerkstoffe, ermittelt aus Verifikationsversuchen

in Tabelle 6.2 angegebenen Fließscherfaktoren ermittelt.

6.4.3 Schneidspaltaufweitung

Zur Verifikation des Werkzeugverhaltens werden im Folgenden rechnerisch ermittelte sowie im Versuch gemessene Werkzeugdeformationen verglichen. Die simulativ ermittelten Werte der Schneidspaltaufweitung sind im hohen Maße abhängig von der ermittelten Federsteifigkeit des Versuchswerkzeugs. Für die Quersteifigkeit der Messeraufbauten des Versuchswerkzeugs wurde mittels der in Kapitel 5.1.4 beschriebenen Methode ein Elastizitätswert von $D = 520 \text{ kN/mm}$ ermittelt und in den Berechnungen verwendet.

Bild 6.14 zeigt charakteristische Werte der maximalen Schneidspaltaufweitung Δu_{max} von Simulation und Verifikationsversuch. Die Werte sind in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} für Profilform A und den Versuchswerkstoff HD 680 C angegeben.

Bilder 6.15 und 6.16 zeigen exemplarisch die Ergebniswerte für die Profilformen B und C für die Versuchswerkstoffe HC 420 LAD und HC 500 X-IP.

Die Ergebniswerte zeigen sowohl simulativ als auch im Verifikationsversuch den prognostizierten Anstieg der maximalen Schneidspaltaufweitung bei größeren relativen Schneidspaltwerten. Für alle Profilformen werden dabei Genauigkeiten der Simulation von +/- 30% erreicht. Tendenziell liegen die simulativ ermittelten Werte unter den entsprechenden Versuchswerten, was auf eine effektiv niedrigere Elastizität des Versuchswerkzeugs hindeutet.

Durch die gewählte Abstraktion des Schneidmodells wird der Einfluss konstruktiv bedingter Führungsspiele im Modell nicht erfasst, wodurch die errechnete Steifigkeit des Versuchswerkzeugs zu hoch wäre. Weiterhin kann der Elastizitätsmodul der eingesetzten Werkzeugwerkstoffe vom zur Berechnung angewendeten Wert von 210.000 N/mm^2 abweichen. Zusätzlich bleibt der Einfluss der Pressenelastizität unberücksichtigt, da sie aufgrund der gewählten Systemgrenze als unverformbar in die Berechnung eingeht.

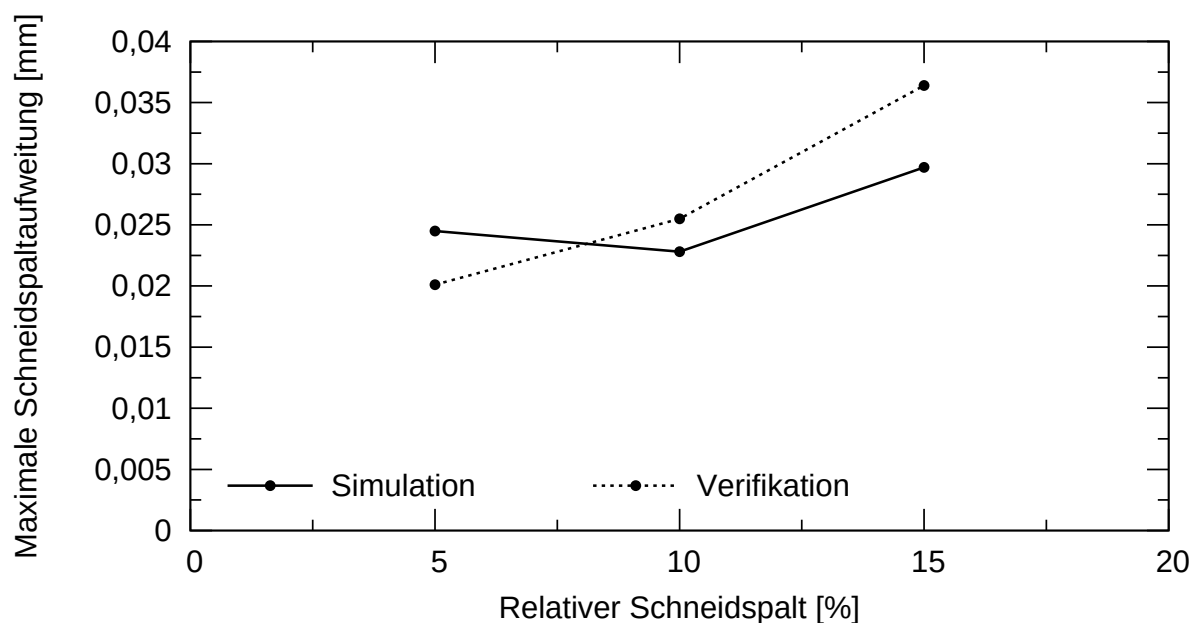


Bild 6.14: Maximale Schneidspaltaufweitung Δu_{max} in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , Profilform A, Werkstoff HD 680 C

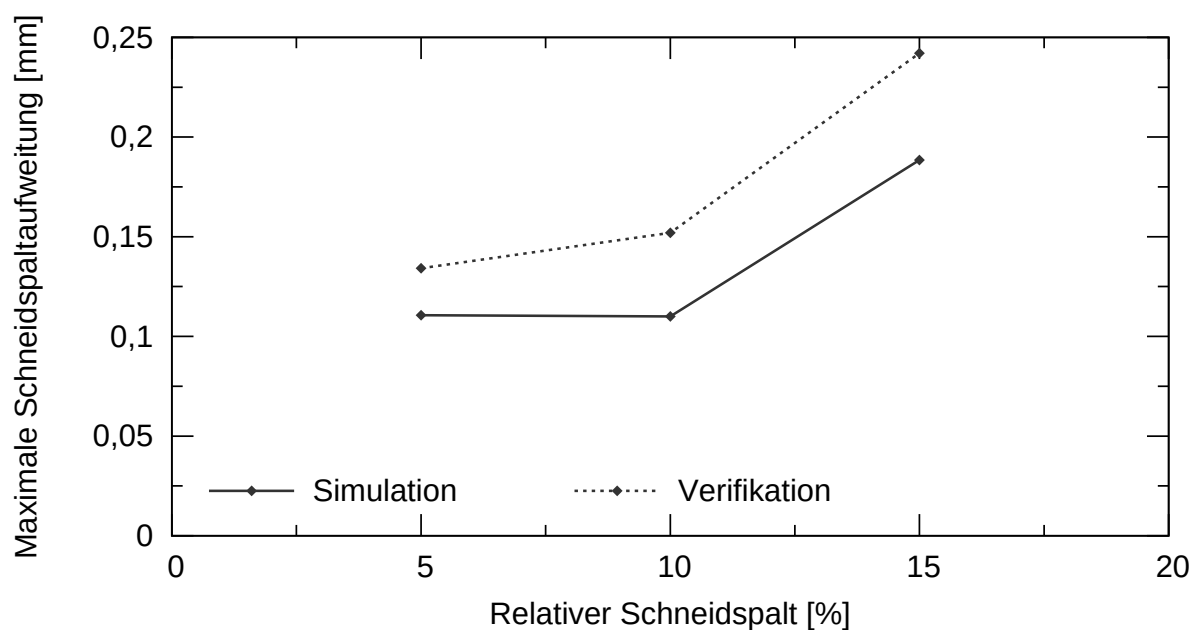


Bild 6.15: Maximale Schneidspaltaufweitung Δu_{max} in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , Profilform B, Werkstoff HC 420 LAD

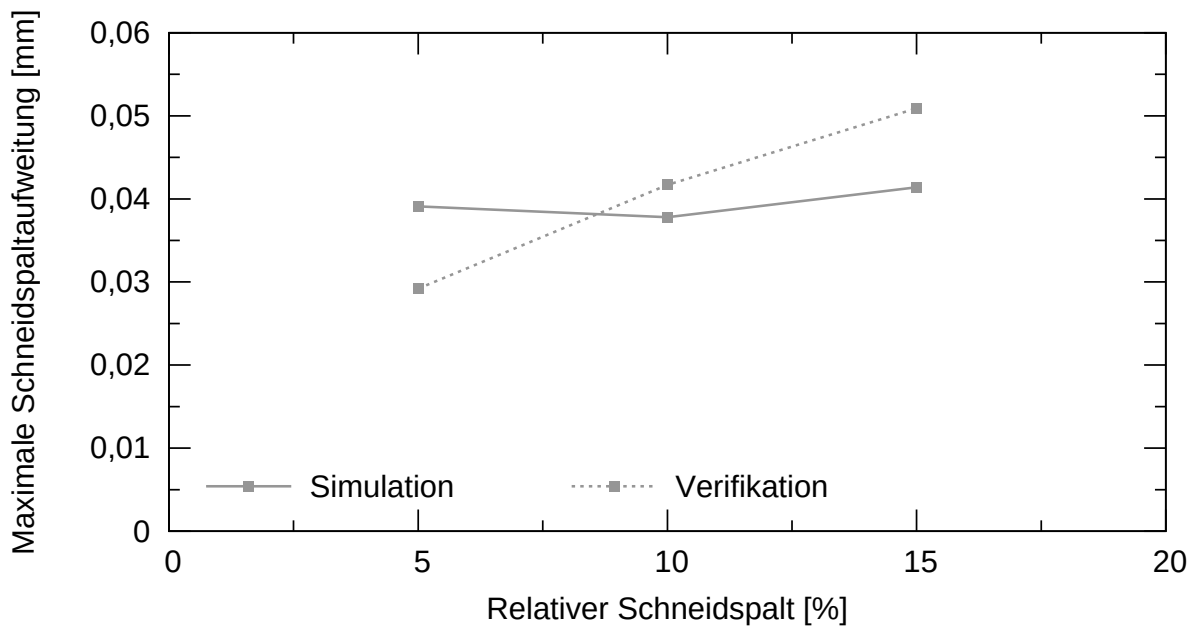


Bild 6.16: Maximale Schneidspaltaufweitung Δu_{max} in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , Profilform C, Werkstoff HC 500 X-IP

6.4.4 Schnittflächenkennwerte und Schnittkantenausbildung

Aus jeder Konfiguration von Blechwerkstoff, Profilform des Obermessers und relativem Schneidspalt wurde eine Schnittfläche optisch vermessen. Tabelle 6.3 stellt die Einzelergebnisse für die relative Kanteneinzugshöhe $\frac{h_E}{s}$, den Glattschnittanteil $\frac{h_S}{s}$, den Bruchflächenanteil $\frac{h_B}{s}$ sowie die absolute Grathöhe h_G dar.

Bild 6.17 zeigt den Einfluss der Profilformen auf den Kanteneinzug des jeweiligen Schnittergebnisses. Es ist festzustellen, dass die auf die Blechdicke bezogene relative Kanteneinzugshöhe h_E/s linear mit größer werdendem Schneidspalt zunimmt. Zueinander weisen die Werkstoffe unterschiedliche Kanteneinzugshöhen auf. Diese stehen wie erwartet in direkter Korrelation mit der Bruchdehnung A des jeweiligen Werkstoffs (vgl. Tab. 6.1 u. Tab. 6.3).

Abhängig von der Profilform des Obermessers und der damit verbundenen Biegung des Blechwerkstoffs stellt sich ebenfalls eine charakteristische Kanteneinzugshöhe ein. Das Messerprofil B weist stets den größten Wert auf und liegt um Faktor 2 bis 5 über den Ergebnissen der anderen Profilformen. Profilformen A und C bewegen sich in ähnlichen Größenordnungen, wobei Profilform C eine geringfügig größere

Werkstoff	Kennwert	Profilform A			Profilform B			Profilform C		
		5%	10%	15%	5%	10%	15%	5%	10%	15%
HD 680 C	$\frac{h_E}{s}$ [-]	0,06	0,08	0,1	0,29	0,42	0,59	0,1	0,14	0,14
	$\frac{h_S}{s}$ [-]	0,19	0,18	0,21	0,26	0,26	0,13	0,29	0,34	0,39
	$\frac{h_B}{s}$ [-]	0,75	0,741	0,69	0,45	0,32	0,28	0,61	0,52	0,47
	h_G [mm]	0	0	0	0	0	0,1	0	0	0
HC 420 LAD	$\frac{h_E}{s}$ [-]	0,1	0,11	0,12	0,26	0,43	0,44	0,13	0,19	0,18
	$\frac{h_S}{s}$ [-]	0,21	0,24	0,23	0,13	0,16	0,36	0,36	0,41	0,56
	$\frac{h_B}{s}$ [-]	0,69	0,65	0,65	0,61	0,41	0,20	0,51	0,40	0,26
	h_G [mm]	0	0	0	0	0	0,1	0	0	0,1
HC 500 X-IP	$\frac{h_E}{s}$ [-]	0,15	0,19	0,25	0,57	-	-	0,24	0,27	0,29
	$\frac{h_S}{s}$ [-]	0,28	0,27	0,25	0,31	-	-	0,3	0,33	0,33
	$\frac{h_B}{s}$ [-]	0,57	0,54	0,50	0,12	-	-	0,46	0,4	0,38
	h_G [mm]	0	0,1	0,2	0,25	-	-	0	0	0,13

Tabelle 6.3: Schnittflächenkennwerte der untersuchten Schnittproben

Kanteneinzugshöhe erzeugt.

Die Simulation bestätigt diese Beobachtung. Bild 6.20 zeigt einen charakteristischen Ergebnisvergleich der relativen Kanteneinzugshöhe aus der Simulation und dem entsprechenden Verifikationsversuch anhand der Profilform A. Die maximale Abweichung des berechneten Wertes liegt bei 7%.

Die Werte für Glattschnittanteil sowie Bruchanteil der Probenschnittflächen sind in Bild 11.1 und Bild 6.19 dargestellt. Aufgrund der höheren hydrostatischen Spannung in der Trennzone und der damit verbundenen Verringerung des Scherspannungsanteils (vgl. [Hör08, Hoo99]) ist, wie erwartet, eine Zunahme des Werkstoffumformvermögens und somit des Glattschnittanteils mit entsprechender Abnahme des Bruchflächenanteils bei größer werdendem relativem Schneidspalt zu beobachten.

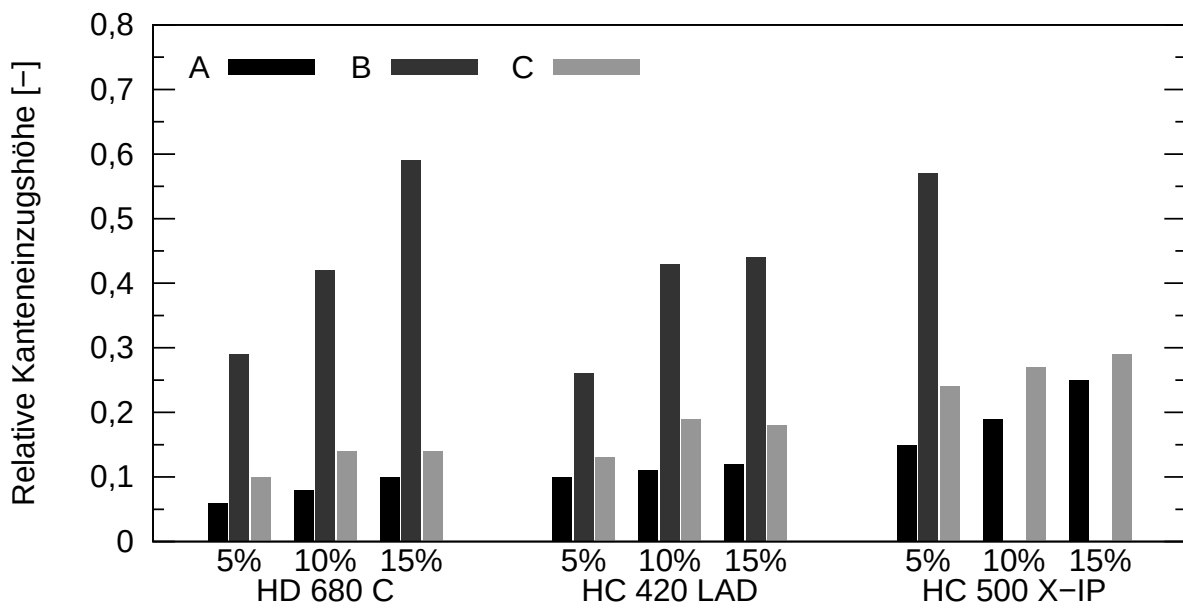


Bild 6.17: Relative Kanteneinzugshöhe $\frac{h_E}{s}$ in Abhängigkeit von Werkstoff, relativem Schneidspalt u_{rel} und Profilformen

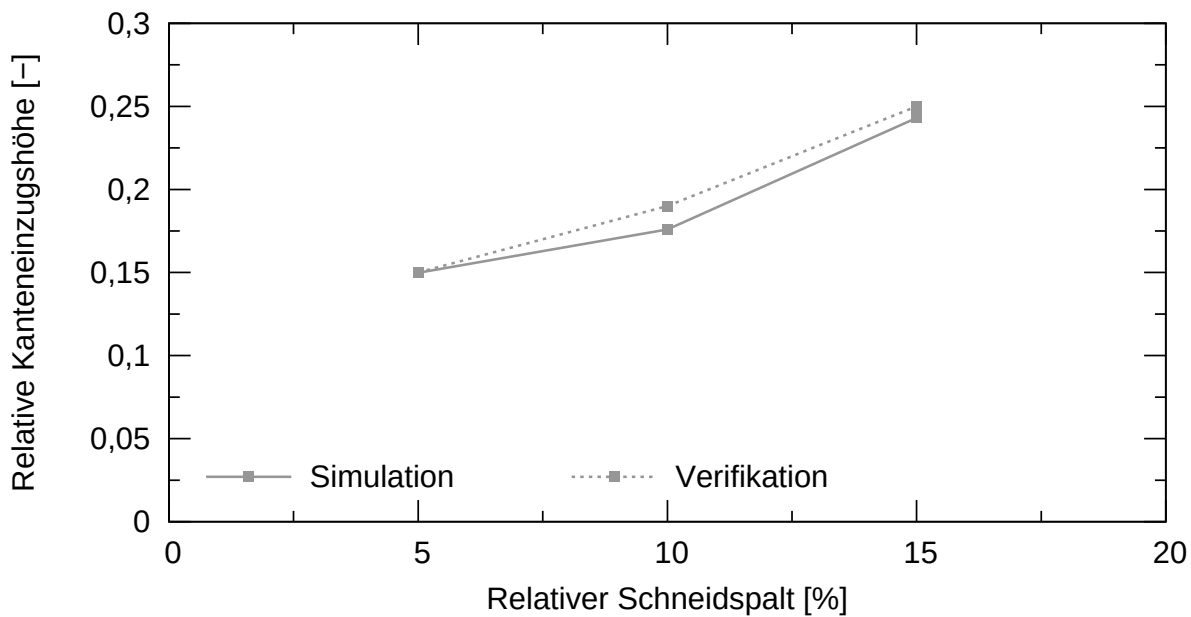


Bild 6.18: Relative Kanteneinzugshöhe $\frac{h_E}{s}$ in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , Profilform A, Werkstoff HC 500 X-IP

Im Vergleich der Werkstoffe zueinander bildet der Werkstoff HC 500 X-IP aufgrund seines hohen Umformvermögens im konventionellen Schnitt die geringste Bruchfläche aus. Der Glattschnittanteil ist jedoch aufgrund des hohen Kanteneinzugsanteils beim HC 500 X-IP nicht im selben Maße höher.

Profilformen B und C reduzieren über alle Werkstoffe den Bruchflächenanteil und erhöhen entsprechend den Glattschnittanteil. Beim Bruchflächenanteil wird durch Profilform B je nach relativem Schneidspalt und Werkstoff eine Reduzierung von 9 bis zu 66% erreicht. Der gleiche Effekt ist mit einer Reduzierung des Bruchanteils zwischen 7 und 57 % bei Profilform C zu beobachten. Die Vorbiegung des Blechwerkstoffs wirkt sich somit ähnlich wie die Veränderung des relativen Schneidspalts erhöhend auf die hydrostatische Spannung und damit reduzierend auf den Scherspannungsanteil in der Trennzone aus. In der Folge steigt das Umformvermögen des Blechwerkstoffs.

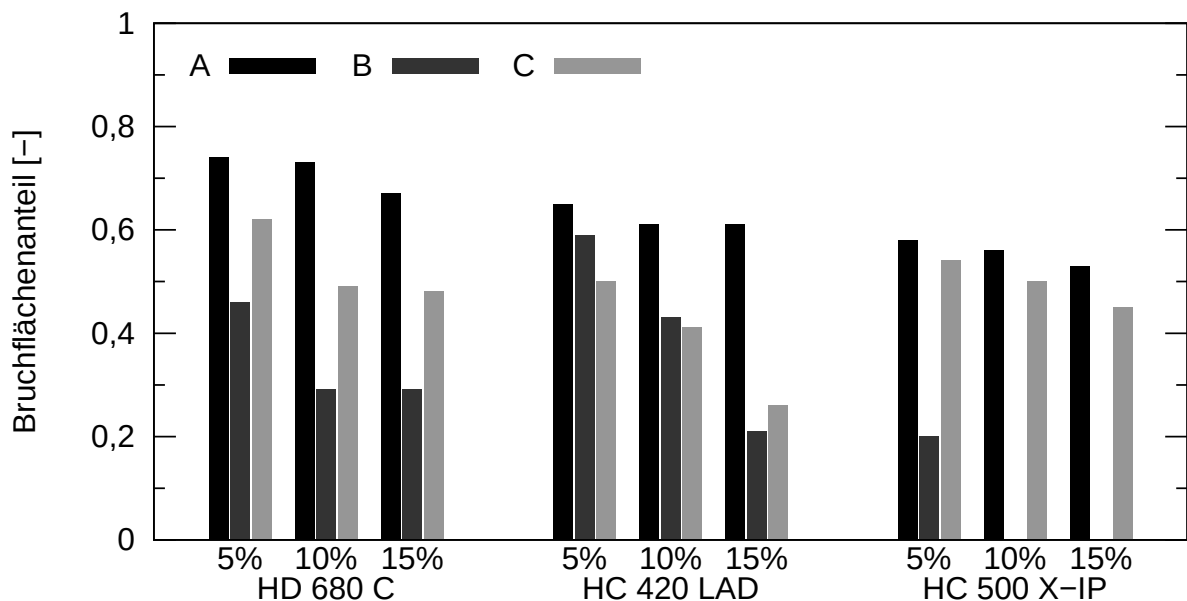
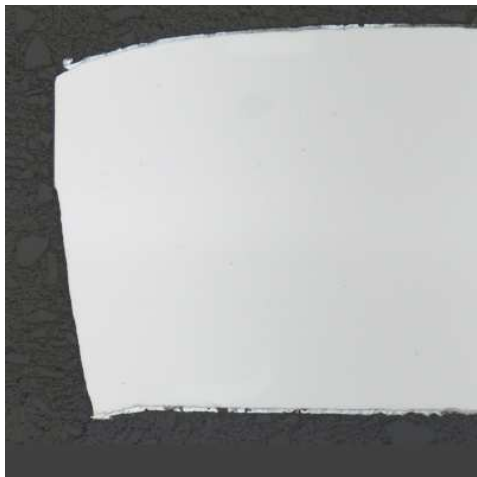
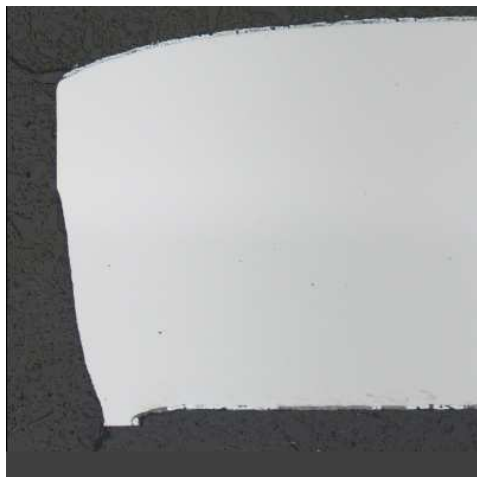
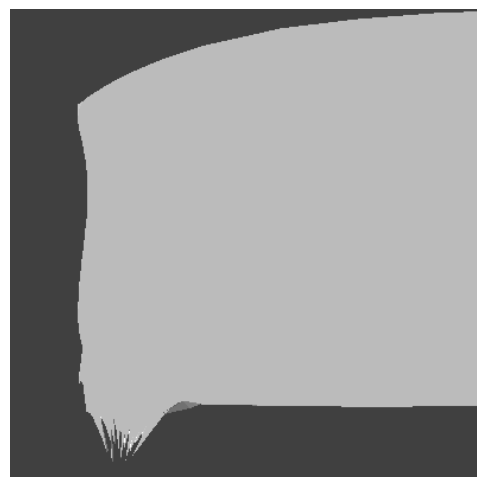


Bild 6.19: Bruchflächenanteil $\frac{h_B}{s}$ in Abhängigkeit von Werkstoff, relativem Schneidspalt u_{rel} und Profilformen

Der Vergleich der Schnittgrathöhe erfolgt anhand von Schliffbildern der Versuchsprouben und ihren korrespondierenden Simulationsschaubildern. Bild 6.20 stellt den direkten Vergleich der Platinenquerschnitte für den mittels Profilform A geschnittenen Werkstoff HC 500 X-IP exemplarisch dar.

Die Zunahme des Schnittgrats bei größerem relativem Schneidspalt ist direkt erkennbar. Die Simulation bildet sowohl die Höhe des Schnittgrats als auch dessen Breite qualitativ gut ab. Der direkte Vergleich mit einer mittels Profilform C erzeugten Schnittfläche zeigt eine deutliche Reduzierung des Schnittgrats aufgrund der in Kapitel 5.4.3.2 diskutierten begünstigten Rissbildung an der Werkstoffunterseite.

(a) Versuchsschliffbild, $u_{rel} = 5\%$ (b) Simulationsbild, $u_{rel} = 5\%$ (c) Versuchsschliffbild, $u_{rel} = 10\%$ (d) Simulationsbild, $u_{rel} = 10\%$ (e) Versuchsschliffbild, $u_{rel} = 15\%$ (f) Simulationsbild, $u_{rel} = 15\%$ **Bild 6.20:** Schnittkantenbilder für Versuchswerkstoff HC 500 X-IP, Profilform A

(a) Versuchsschliffbild, $u_{rel} = 10\%$ (b) Simulationsbild, $u_{rel} = 10\%$ **Bild 6.21:** Schnittkantenbilder für Versuchswerkstoff HC 500 X-IP, Profilform C

6.4.5 Zusammenfassung

In den vorangegangenen Kapiteln wurden Prozesskenngrößen des Schneidens wie die maximal auftretende Schneidkraft sowie die Verformung von Ober- und Unter- messer ebenso wie die charakteristischen Schnittflächenkenngrößen Kanteneinzug, Glattschnitt- sowie Bruchflächenanteile und der entstehende Schnittgrat in Versu- chen ermittelt. Jedem Verifikationsversuch stand dabei eine nach den gleichen Pro- zessparametern definierte Schneidsimulation gegenüber. Der direkte Vergleich der Kennwerte aus Simulation und Verifikation zeigt eine sehr hohe Übereinstimmung der Ergebniswerte. Die sehr guten Übereinstimmungen der maximalen Schneidkräfte las- sen auf eine realitätsgetreue phänomenologische Abbildung der Versuchswerkstoffe in Bezug auf Elastizitäts-, Plastizitäts- sowie Versagensmodellierung schließen.

Die gute Übereinstimmung der ermittelten Werkzeugdeformationen bestätigt eine realitätsnahe Abbildung des Werkzeugverhaltens, welche wiederum das Erschei- nungsbild der entstehenden Schnittfläche stark beeinflusst.

Schließlich konnte eine gute Genauigkeit der resultierenden Schnittflächen anhand von sowohl qualitativ als auch quantitativ gut übereinstimmenden Schnittflächenkenn- werten aufgezeigt werden.

Nach vorliegenden Ergebnissen kann das entwickelte Schneidsimulationsmodell als neues Werkzeug folglich in der wissenschaftlichen Untersuchung des Schneidvor- gangs Anwendung finden.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Durch die Einführung höher- und höchstfester Stahlsorten in modernen Fahrzeugkarosserien werden Automobilhersteller in die Lage versetzt, steigende Anforderungen an die passive Sicherheit und die Reduzierung des CO₂-Ausstoßes durch Leichtbau zu adressieren. Die Verarbeitung solcher Werkstoffe stellt die Fertigungstechnik in der Großserienfertigung jedoch vor erhebliche Herausforderungen. Immer höhere Zug-, Druck- und Scherfestigkeiten müssen im Prozessschritt des Teilebeschnitts sicher überwunden werden. Zusätzlich sind maßhaltige und wiederholgenaue Schnittkonturergebnisse gefordert. Aufgrund von breiten Teilespektren und hohen Stückzahlen ist die Auswahl von Schneidmethoden unter wirtschaftlichen Gesichtspunkten jedoch eingeschränkt.

Die Methode des Scherschneidens ist das dominierende Zerteilverfahren in der heutigen Karosserieteilefertigung. Stetig steigende Anforderungen und damit einhergehende Ausfallzeiten der Schneidwerkzeuge bedingen erhebliche Kosten aufgrund von Produktionsstillstand und Teileausschuss.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine numerische Methode entwickelt und verifiziert, die es dem Werkzeugkonstrukteur ermöglicht, bereits im Vorfeld der Werkzeugentwicklung qualitativ und gesamtwirtschaftlich optimale Prozessfenster des Scherschneidens für gegebene Werkstoffgüten und -stärken zu identifizieren. Mittels Anwendung dieser Methode wurden zusätzliche Effekte untersucht, die den Prozess des Scherschneidens durch Modifikationen der Schneidmessergeometrien in Bezug auf die Werkzeuggesamtbelastung weiter optimieren können.

Zur Umsetzung der Simulationsmethode kam das kommerzielle Berechnungswerkzeug Abaqus zum Einsatz. Das Lösungskonzept sah im ersten Schritt eine Abbildung des Schneidprozesses anhand eines geeigneten Finite-Elemente-Simulationsmodells vor. Das Modell musste in der Lage sein, das phänomenologisch beschriebene Verhalten zu trennender Werkstoffe in Punkto Elastoplastizität und Duktil- bzw. Scherversagen qualitativ und quantitativ abbilden zu können. Im Folgenden wurde das elastische Verhalten des Schneidwerkzeugs selbst, von dem ein erheblicher Einfluss auf den Gesamtschneidprozess ausgeht, in die Simulationsberechnung integriert. Aus diesem Grund wurde eine Methode zur Analyse der Werkzeugsteifigkeit mit Hilfe des Finite-Elemente-Simulationsverfahrens erarbeitet, verifiziert und in die

Schneidsimulation integriert.

Zur Bewertung der Werkzeugbelastung im Rahmen verschiedener Szenarien mussten Ergebnisgrößen entwickelt werden, die eine qualitative Beurteilung der Verschleiß- und Bruchanfälligkeit der Schneidmesser ermöglichen. Anhand eines statistischen Versuchsplans mit verschiedenen Versuchswerkstoffen und variierenden Schneidparametern, wie der Blechdicke s , dem relativen Schneidspalt u_{rel} und verschiedenen Schneidkantenradien, wurde eine erste Grundlagenuntersuchung durchgeführt. Daraus gewonnene Erkenntnisse, wie z. B. zeitliche Verläufe der Schneidkräfte, stimmten sehr gut mit Praxiswerten und generellen Aussagen zum Scherschneiden nach dem Stand der Forschung überein.

Eine darauf folgende statistische Grundlagenuntersuchung zeigte den Einfluss von unterschiedlichen Werkzeugkonstruktionen und ihren daraus resultierenden Quersteifigkeiten auf den Schneidprozess auf. Hier konnten erhebliche Effekte sowohl auf die Schneidmesserbelastung als auch auf die Qualität und Maßhaltigkeit der entstehenden Schnittkanten gezeigt werden.

Ein als Spannungsüberlagerung bekanntes Prinzip, das bereits im Bereich des Hartschneidens Anwendung findet, wurde anhand der entwickelten Methode auf seine Wirksamkeit beim Schneiden duktiler Stahlblechsorten hin untersucht. Durch Beaufschlagung des Werkstücks mit einer Biegung in der Trennzone entstehen Dehnungen in den Randfasern des Blechwerkstoffs, die mit zunehmendem Vorschub des Obermessers und einer daraus resultierenden Kombination aus Scher- und Zug-Druckbelastung die Rissbildung begünstigen. Die Vordehnung wird mittels eines geometrischen Vorsprungs an der Stirnfläche des Obermessers erzeugt. Durch eine solche mittels der entwickelten Methode optimierte Geometrie konnte rechnerisch eine signifikante Reduzierung des Verschleißrisikos an Ober- und Untermesser um bis zu 56% für den Versuchswerkstoff HC 500 X-IP erzielt werden. Mit der selben Geometrie wurde eine Verringerung der in den Messern auftretenden Vergleichsspannungen nach von Mises um bis zu 28% erreicht.

Das Simulationsmodell wurde anhand von Laborversuchen verifiziert. Zu diesem Zweck wurde ein Versuchswerkzeug entwickelt, das die direkte Messung von Prozessgrößen wie der Schneidkraft und der Werkzeugdeformation quer zur Arbeitsrichtung erlaubt.

Eine systematische optische Vermessung der Schnittflächengrößen wurde im Anschluss für alle drei Versuchswerkstoffe HD 680 C, HC 420 LAD und HC 500 X-IP durchgeführt. Für die Messergeometrien zur Erzeugung von Spannungsüberlagerungen wurden zusätzliche Messereinsätze gefertigt, die in die Verifikationsversuche mit aufgenommen wurden.

Der direkte Vergleich aller Versuchsgrößen zeigte eine sehr gute Übereinstimmung des virtuellen Schneidmodells und seines entsprechenden Verifikationsversuchs. Die elastische Deformation der Messerkontur konnte entsprechend nachgewiesen werden. Für den betrachteten Untersuchungsgegenstand der Werkzeugbelastungen sowie des Blechwerkstoffverhaltens konnte somit die Gültigkeit des Simulationsmodells und der daraus gewonnenen Optimierungsergebnisse bestätigt werden.

Im Rahmen steigender Werkstofffestigkeiten gewinnt die Werkzeug- und Pressensteifigkeit zunehmend an Bedeutung und kann, wie gezeigt, in zukünftigen Schneidsimulationsmodellen nicht mehr unberücksichtigt bleiben. Ein möglicher Ansatz für zukünftige Forschungsprojekte wäre die Untersuchung und Integration durch Führungsspiele beeinflusster nichtlinearer Werkzeug- und Pressensteifigkeiten.

Die im Rahmen dieser Arbeit entwickelte FE-Methode zur Beurteilung von Messerbelastungen beim Schneiden ist ein kostengünstiges Werkzeug, das einen wichtigen Beitrag zum Systemverständnis des Zerteilprozesses leisten kann. Im aktuellen Stadium bietet sie bereits eine hohe Wiedergabegenauigkeit realer Prozessumstände und wird diese mit Fortschritten der Leistungsfähigkeit und Gleitkommagenauigkeit von Berechnungscomputern und der damit möglichen feineren Modelldiskretisierung weiter erhöhen.

Bildverzeichnis

2.1	Arbeitsfolgen der 5-Stufenfertigung einer Türaußenhaut [Gro07]	3
2.2	Schnittflächenausbildung nach VDI-Richtlinie 2906 [VDI94]	5
2.3	Normalschneidwerkzeug mit Niederhalter am Beispiel des Ausschneidens [Deu69]	6
2.4	Kraft-Zeit-Verlauf beim Scherschneidvorgang [Sch90]	7
2.5	Kräfte und Momente beim Scherschneiden nach [Rom65]	8
2.6	Charakteristischer, hubzahlabhängiger Schneidkantenverschleiß, Werkzeugstahl: 1.2379, Blechwerkstoff: 22MnB5 [HP07]	10
2.7	Brucharten an einem einachsigen, quasistatisch beanspruchten Zugstab nach [SW96]	13
2.8	Versagensarten	14
2.9	Gefügezusammensetzung von Komplexphasenstählen [Gro07]	15
2.10	Unverformtes Austenitgefüge (links) und verformtes Gefüge mit Zwillingsgrenzenbildung (rechts) im Werkstoff HC 500 X-IP [Gro07]	16
2.11	Verschleißformen am Schneidstempel	18
2.12	Verschleißkenngrößen am Schneidstempel	19
2.13	Versagen an Messerkanten	21
2.14	Elementfamilien zur Festkörperdiskretisierung	26
2.15	Methoden der Elementtrennung	30
2.16	Spannungs-Dehnungs-Charakteristik eines versagenden finiten Elementes [Aba07a]	34
2.17	Festkörperumformung Arbitrary Lagrangian-Eulerian [Aba07a]	35
2.18	Störzeitverteilung von Großpressen und Pressenstraßen gruppiert nach Störungsklassen, Quelle: eigene Darstellung	39
2.19	Störzeitverteilung in der Untergruppe <i>Werkzeugstörungen</i> , Quelle: eigene Darstellung	40
2.20	Störzeitverteilung in der Untergruppe <i>Schneidstörungen</i> , Quelle: eigene Darstellung	41
4.1	Versuchsplan	47
4.2	Hydraulische Versuchspresse, Firma Müller-Weingarten	48

4.3	Werkzeugunterteil (Grundplatte: 700 x 400 mm) - Ansicht: Schneidkante	49
4.4	Werkzeugunterteil - Ansicht: Rückseite	50
4.5	Werkzeugoberteil - Ansicht: Schneidkante	51
4.6	Werkzeugoberteil - Ansicht: Rückseite	51
4.7	Versuchswerkzeug	52
4.8	Wirbelstromsensor eddyNCDT3010 S2, Firma Micro-Epsilon	52
4.9	Sensoranordnung im Versuchswerkzeug	52
5.1	Prinzipbild eines 2D-Schneidmodells	54
5.2	Zonenbasierte Platinenvernetzung	55
5.3	Vernetzung der Obermesserkante	56
5.4	Substrukturierung mittels Konnektoren	57
5.5	Ermittlung der Versuchswerkzeugsteifigkeit senkrecht zur Arbeitsrichtung (zweifach überhöht)	60
5.6	Simulationsbild eines 3D-Lochmodells, Abbildung der plastischen Vergleichsdehnung (PEEQ)	61
5.7	Reale und modellierte Weg-Zeit-Kurve für den Stößelhub	63
5.8	Schneidspaltanalyse anhand von Messer-Referenzpunkten	63
5.9	Charakteristische Schneidkraftverläufe in Abhängigkeit des Vorschubs, Schnittlänge $l = 0,1 \text{ mm}$	69
5.10	Schneidkraftverlauf in Abhängigkeit vom relativen Schneidspalt u_{rel} , Werkstoff HD 680 C, Schnittlänge $l = 0,1 \text{ mm}$	70
5.11	Vektordarstellung der Kontaktnormalkräfte in X-Richtung an ausgewählten Knoten, Werkstoff: HD 680 C	71
5.12	Schneidspaltaufweitung Δu in Abhängigkeit vom rel. Schneidspalt	72
5.13	Charakteristische Querkraftverläufe	73
5.14	Fluss eines FE-Knotens aus der oberen Blechwerkstofffaser in den Schneidspalt	74
5.15	Plastische Vergleichsdehnung $\bar{\epsilon}_{eq}^{pl}$, HC 500 X-IP	76
5.16	Vergleichsspannung σ_v nach von Mises, HD 680 C	78
5.17	Verschleißkennzahl Sh_{sum} am Obermesser in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts	79

5.18 Maximale Verformung des Konnektor-Elementes am Obermesser in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts	81
5.19 Maximale Beschleunigung $\ddot{u}_{y,max}$ des Obermessers nach dem Durch- riss in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts	82
5.20 Alternative Profilformen zur Erzeugung von Spannungsüberlagerungen	83
5.21 Plastische Vergleichsdehnung $\bar{\varepsilon}_{eq}^{pl}$ (entspricht PEEQ), Eindringtiefe = 0,2 mm	84
5.22 Verschleißkennzahl Sh_{sum} der Mantelfläche am Obermesser in Abhän- gigkeit des Winkels a	86
5.23 Verschleißkennzahl Sh_{sum} der Mantelfläche am Untermesser in Abhän- gigkeit des Winkels a	86
5.24 Maximale Aufweitung Δu_{rel} des Schneidspalt in Abhängigkeit des Win- kels a	87
5.25 Maximale Vergleichsspannung σ_v im Obermesser in Abhängigkeit des Winkels a	88
5.26 Maximale Vergleichsspannung σ_v im Untermesser in Abhängigkeit des Winkels a	89
5.27 Maximale Beschleunigung $\ddot{u}_{y,max}$ des Obermessers nach dem Durch- riss in Abhängigkeit des Winkels a	90
5.28 Maximale Schneidkraft $F_{s,max}$ in Abhängigkeit des Winkels a	91
5.29 Ausbildung einer Rissspitze am Untermesser, Plastische Vergleichs- dehnung $\bar{\varepsilon}_{eq}^{pl}$ bei Profilform B und Winkel $a = 134^\circ$, Werkstoff: HC 500 X- IP	91
5.30 Verschleißkennzahl Sh_{sum} für das Obermesser in Abhängigkeit von R und L , Profilform C	92
5.31 Verschleißkennzahl Sh_{sum} für das Untermesser in Abhängigkeit von R und L , Profilform C	93
5.32 Vergleichsspannung σ_v im Obermesser in Abhängigkeit von R und L , Profilform C	94
5.33 Vergleichsspannung σ_v im Untermesser in Abhängigkeit von R und L , Profilform C	94
5.34 Maximale Beschleunigung $\ddot{u}_{y,max}$ in Abhängigkeit von R und L , Profil- form C	95

5.35 Maximale Schneidkraft $F_{s,max}$ in Abhängigkeit von R und L , Profilform C	95
5.36 Ermittlung des optimalen Prozessfensters mittels grafischer Überlagerung der Einzelergebnisse	97
6.1 Obermesserprofil A: Konventionelles Profil, vollkantiger Schnitt	99
6.2 Obermesserprofil B: Schräge Stirnfläche, Reißen	100
6.3 Obermesserprofil C: Biegeprofil, vollkantiger Schnitt mit voreilender Geometrie	100
6.4 Prüfplatte	101
6.5 Charakteristische Zeitverläufe: Stößelweg, Stößelgeschwindigkeit	102
6.6 Versuchsaufbau: Messung der Auslenkung quer zur Arbeitsrichtung	103
6.7 Ermittlung der mittleren Schneidspaltaufweitung (Draufsicht)	103
6.8 Versuchsaufbau: Messung der Reaktionskräfte	104
6.9 Anordnung der Kraftmesssensoren, Untermesseraufnahme	105
6.10 Gefügeschaubilder der Versuchswerkstoffe	107
6.11 Bezogene maximale Schneidkraft $\frac{F_{s,max}}{s}$ in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , Profilform A	108
6.12 Bezogene maximale Schneidkraft $\frac{F_{s,max}}{s}$ in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , Profilform B	108
6.13 Bezogene maximale Schneidkraft $\frac{F_{s,max}}{s}$ in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , Profilform C	109
6.14 Maximale Schneidspaltaufweitung Δu_{max} in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , Profilform A, Werkstoff HD 680 C	111
6.15 Maximale Schneidspaltaufweitung Δu_{max} in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , Profilform B, Werkstoff HC 420 LAD	111
6.16 Maximale Schneidspaltaufweitung Δu_{max} in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , Profilform C, Werkstoff HC 500 X-IP	112
6.17 Relative Kanteneinzugshöhe $\frac{h_E}{s}$ in Abhängigkeit von Werkstoff, relativem Schneidspalt u_{rel} und Profilformen	114
6.18 Relative Kanteneinzugshöhe $\frac{h_E}{s}$ in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , Profilform A, Werkstoff HC 500 X-IP	114
6.19 Bruchflächenanteil $\frac{h_B}{s}$ in Abhängigkeit von Werkstoff, relativem Schneidspalt u_{rel} und Profilformen	115

6.20 Schnittkantenbilder für Versuchswerkstoff HC 500 X-IP, Profilform A . .	116
6.21 Schnittkantenbilder für Versuchswerkstoff HC 500 X-IP, Profilform C . .	117
11.1 Glattschnittanteil in Abhängigkeit von Werkstoff, relativem Schneidspalt und Profilformen	143
11.2 Grathöhe in Abhängigkeit von Werkstoff, relativem Schneidspalt und Profilformen	143
11.3 HC 500 X-IP: Unvollständige Trennung der Prüfplatine aufgrund starker Aufweitung des Schneidspalts, $u_{rel} > 10\%$	144

Tabellenverzeichnis

2.1	Charakteristische Werkstoffkonstanten für elastische Dehnungen [BG97]	12
2.2	Werkstoffauswahl zur numerischen Schneidprozessuntersuchung	16
2.3	Chemische Zusammensetzung von Schneidwerkzeugstählen für das Zerteilen höher- und höchstfester Stahlbleche	17
2.4	Härteabhängige Zug- und Druckfestigkeiten des Werkstoffs 1.2379 [Fic06]	21
2.5	Konsistente Einheitensysteme in FEM-Anwendungen	24
5.1	Parametergrenzen: Grundlagenversuch 1	68
5.2	Werte des Fließscherfaktors f_s der Prüfwerkstoffe in Abhängigkeit des relativen Schneidspalts u_{rel} , ermittelt aus Simulationsergebnissen	70
6.1	Werkstoffkennwerte der Versuchsproben	106
6.2	Werte des Fließscherfaktors f_s für Prüfwerkstoffe, ermittelt aus Verifi- kationsversuchen	109
6.3	Schnittflächenkennwerte der untersuchten Schnittproben	113

Literaturverzeichnis

- [A.68] A., M. F.:
A criterion for ductile fracture by the growth of holes
J. Appl. Mech., Trans. ASME, pages 363–371, 1968
- [Aba07a] Abaqus Inc.:
Analysis User's Manual Volume III: Materials, Version 6.7
Hibbit, Karlson & Sorensen Inc., Pawtucket, 2007
- [Aba07b] Abaqus Inc.:
Getting Started with ABAQUS/Explicit, Version 6.7
Hibbit, Karlson & Sorensen Inc., Pawtucket, 2007
- [Aba07c] Abaqus Inc.:
Getting Started with ABAQUS/Standard, Version 6.7
Hibbit, Karlson & Sorensen Inc., Pawtucket, 2007
- [Arc53] Archard, J. F.:
Contact and rubbing of flat surfaces
Journal of Applied Physics, 24(8):981–988, 1953
- [Bat82] Bathe, K.-J.:
Finite element procedures in engineering analysis
Princeton University Press, Prentice-Hall, 1982
- [BBB00] Brokken, D.; Brekelmans, W. A. M.; Baaijens, F. P. T.:
Computational Mechanics 26: Discrete ductile fracture modelling for the metal blanking process
Springer Verlag, Berlin, 2000
- [BBS02] Baier, H.; Bender, K.; Schilling, R.:
Modellbildung und Simulation
Technische Universität München, 2002
- [Bec96] Beck, S.:
Quality and Wear Prediction When Blanking With Oblong Punches
Diploma Thesis, 1996

- [Bet97] Betten, J.:
Finite Elemente für Ingenieure 1
Springer-Verlag, Berlin, 1997
- [BG97] Beitz, W.; Grote, K.-H.:
Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau
Springer-Verlag, Berlin, 1997
- [BH85] Birzer, F.; Hoffmann, H.:
Scherschneiden, Feinschneiden, Handbuch der Fertigungstechnik, Bd.
2/3, Umformen Zerteilen
Carl Hanser Verlag, München, Wien, 1985
- [Blu94] Blumenauer, H.:
Werkstoffprüfung
Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Stuttgart, 1994
- [Blu01] Bluemke, R.:
Gefuegeeeinfluss auf die Spanbildung beim Hochgeschwindigkeitsfraesen
TU Darmstadt, FB Material- und Geowissenschaften, 2001
- [BP66] Bühler, H.; Pollmar, F.:
Werkzeugverschleiß und Grathöhe beim Schneiden von Feinblechen
Stahl und Eisen 25, S. 1677 - 1688, 1966
- [BP71] Bühler, H.; Pollmar, F.:
Die Gratbildung beim Schneiden von Feinblechen
Bänder Bleche Rohre 12, S. 105 - 111, 1971
- [Bra07] Braess, H. H.:
Vieweg Handbuch Kraftfahrzeugtechnik
Vieweg+Teubner-Verlag, 2007
- [BS91] Bronstein, I. N.; Semenjajew, K. A.:
Taschenbuch der Mathematik
Teubner-Verlag, Leipzig, 1991

- [BS08] Bargle, H. J.; Schulze, G.:
Werkstoffkunde
Springer-Verlag, Berlin, 2008
- [Buc61] Buchmann, K.:
Beitrag zur Verschleißbeurteilung beim Schneiden von Stahlfeinblechen
Technische Hochschule Hannover, 1961
- [Buc05] Bucher, C.:
Stochastic Analysis in Structural Optimization
Weimarer Optimierungs- und Stochastiktag 2.0, 2005
- [Cam86] Cammann, J. H.:
Untersuchungen zur Verschleißminderung an Scherschneidwerkzeugen der Blechbearbeitung durch Einsatz geeigneter Werkstoffe und Beschichtungen
Technische Hochschule Darmstadt, 1986
- [CL68] Cockcroft, M. G.; Latham, D. J.:
Ductility and workability of metals
J. Inst. Metals, (96), 1968
- [Deu69] Deutsches Institut für Normung e.V.:
DIN 9869 Blatt 2: Begriffe für Werkzeuge der Stanztechnik
Beuth Verlag, Berlin, 1969
- [Deu79] Deutsches Institut für Normung e.V.:
DIN 50320: Verschleiß; Begriffe, Systemanalyse von Verschleißvorgängen, Gliederung des Verschleißgebietes
Beuth Verlag, Berlin, 1979
- [Deu83] Deutsches Institut für Normung e.V.:
DIN 55181: Mechanische Zweiständerpressen
Beuth Verlag, Berlin, 1983
- [Deu88a] Deutsches Institut für Normung e.V.:
DIN 55189: Ermittlung von Kennwerten für Pressen der Blechverarbei-

tung bei statischer Belastung, Hydraulische Pressen
Beuth Verlag, Berlin, 1988

- [Deu88b] Deutsches Institut für Normung e.V.:
DIN 55189: Ermittlung von Kennwerten für Pressen der Blechverarbeitung bei statischer Belastung, Mechanische Pressen
Beuth Verlag, Berlin, 1988
- [Deu91] Deutsches Institut für Normung e.V.:
DIN ISO 4506: Hartmetalle - Druckversuche
Beuth Verlag, Berlin, 1991
- [Deu01] Deutsches Institut für Normung e.V.:
DIN 10002-1: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur
Beuth Verlag, Berlin, 2001
- [Deu03a] Deutsches Institut für Normung e.V.:
DIN 8580: Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung
Beuth Verlag, Berlin, 2003
- [Deu03b] Deutsches Institut für Normung e.V.:
DIN 8584: Fertigungsverfahren Zugdruckumformen
Beuth Verlag, Berlin, 2003
- [Deu03c] Deutsches Institut für Normung e.V.:
DIN 8588: Fertigungsverfahren Zerteilen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe
Beuth Verlag, Berlin, 2003
- [Deu04] Deutsches Institut für Normung e.V.:
DIN 50125: Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben
Beuth Verlag, Berlin, 2004
- [Fic06] Ficona Werkzeugmaschinen GmbH: Werkstoffdatenblatt 1.2379
Grävenwiesbach, 2006

- [Fri02] Fritsch, C.:
Einfluss der Prozessparameter auf das Feinschneiden von Aluminiumlegierungen
Hieronymus, München, 2002
- [FS06] Fritz, A. H.; Schulze, G.:
Fertigungstechnik
Springer-Verlag, Berlin, 2006
- [GKD04] Gese, H.; Keller, S.; Dell, H.:
Verbesserte Plastizitäts- und Versagensmodelle in der Umformsimulation
In: Kompetenzzentrum Neue Materialien, Seite 139-150, 2004
- [Got01] Gottstein, G.:
Physikalische Grundlagen der Materialkunde
Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2001
- [Gro05] Grossenbacher, K.:
Virtuelle Planung der Prozessrobustheit in der Blechumformung
Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, 2005
- [Gro07] Group, B.:
Präsentation: Stahl als Karosseriewerkstoff
BMW Group, Labortechnik, Interne Publikation, Dingolfing, 2007
- [Hah04] Hahn, M.:
Beurteilung der Ausprägung von Anbau- und Nachlaufkanten mit Hilfe der FEM
Hieronymus, München, 2004
- [Ham07] Hambli, R.:
Metal flow prediction during sheet-metal punching process using the finite element method.
International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 33(11/12):1106 – 1113, 2007
- [HGD03] Hambli, R.; Guerin, F.; Dumon, B.:
Numerical evaluation of the tool wear influence on metal-punching pro-

cesses.

International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 21(7):483 – 493, 2003

- [HGDW04] Hooputra, H.; Gese, H.; Dell, H.; Werner, H.:
A comprehensive failure model for crashworthiness simulation of aluminium extrusions
International Journal of Crashworthiness, Vol. 9, No. 5, pp. 449-463, 2004
- [Hil50] Hill, R.:
The mathematical theory of plasticity
Oxford University Press, Oxford, 1950
- [His05] Hisker, F.:
Projektbericht M1205: Kennwertermittlung für die Crash- und Umformsimulation
BMW Group, Labortechnik, Projektberichte, Dingolfing, 2005
- [Hoo99] Hoogen, M.:
Einfluss der Werkzeuggeometrie auf das Scherschneiden und Reißen von Aluminiumfeinblechen
Hieronymus, München, 1999
- [HP07] Hoffmann, H.; Petry, R.:
Abschlussbericht: Werkzeugverschleiß beim Schneiden von pressgehärteten 22MnB5-Stählen
Schuler, 3. Workshop: Aktuelle Trends im Werkzeugbau, 2007
- [Hör08] Hörmann, F.:
Einfluss der Prozessparameter auf einstufige Scherschneidverfahren zum Ausschneiden mit endkonturnaher Form
Hieronymus, München, 2008
- [Kri51] Krige, D. G.:
A statistical approach to some basic mine valuation problems on the Witwatersrand. *Journal of the Chemistry Metal and Mining Society of South Africa* 52, S. 119-139, 1951

- [KS06] Klingenberg, W.; Singh, U. P.:
Further observations and review of numerical simulations of sheet metal punching.
International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 30(7/8):638 – 644, 2006
- [KSR01] Klocke, F.; Sweeney, K.; Raedt, H. W.:
Improved tool design for fine blanking through the application of numerical modeling techniques
Journal of Materials Processing Technology, 115(1):70 – 75, 2001
- [Lan90] Lange, K.:
Umformtechnik, Band 1: Blechbearbeitung
Springer Verlag, Berlin, 1990
- [Lan08] Lange, K.:
Umformtechnik, Band 3: Blechbearbeitung
Springer Verlag, Berlin, 2008
- [LC90] Lemaitre, J.; Chaboche, J.-L.:
Mechanics of solid materials
Cambridge University Press, 1990
- [Lem85] Lemaitre, J.:
A continuous damage mechanics model for ductile fracture
J. Engng. Mat. Tech., Trans. ASME, (107):83–89, 1985
- [Lin89] Link, M.:
Finite Elemente in der Statik und Dynamik
B.G. Teubner, Stuttgart, 1989
- [Loi03] Loibl, D.:
Standzeit und Teilequalität beim Lochen von Feinblechen mit keramischen Schneidstempeln
Hieronymus, München, 2003
- [MB79] McKay, C.; Beckmann, R. J.:
A Comparison of Three Methods for Selecting Values of Input Variables

in the Analysis of Output from a Computer Code
Technometrics 21, S. 239-245, 1979

- [MRTT53] Metropolis, N.; Rosenbluth, A. W.; Teller, A. H.; Teller, E.:
Align of State Calculations by Fast Computing Machines.
The Journal of Chemical Physics 21, Nr. 6, S. 1087-1092, 1953
- [Neu79] Neumann, C. P.:
Die Schneidbarkeit von Elektroblech und ihre Prüfung unter besonderer
Berücksichtigung von Blechwerkstoff und Schneidspalt
Technische Universität Hannover, 1979
- [Pah94] Pahl, K. J.:
Elastische Wechselwirkung im Ziehapparat einfach wirkender Pressen
VDI Verlag, Düsseldorf, 1994
- [Pet56] Peter, H.:
Der Schneidspalt des Schneidwerkzeugs
Werkstatt und Maschinenbau 46, S. 53 - 58, 1956
- [Pfa72] Pfaff, K. O.:
Über das Lochen austenitischer rostfreier Feinbleche
Technische Hochschule Darmstadt, 1972
- [RH03] Rieg, F.; Hackenschmidt, R.:
Finite Elemente Analyse für Ingenieure
Carl Hanser Verlag, München, 2003
- [Rom65] Romanovski, W. P.:
Handbuch der Stanzereitechnik
VEB Verlag Technik, Berlin, 1965
- [RP77] Remy, L.; Pineau, A.:
Twinning and Strain-Induced FCC to HCP Transformation in the Fe-Mn-
Cr-C System
Metal Science Vol. 28/5, 1977

- [Sch90] Schmütsch, H.:
Einflussgrößen auf das Schneidergebnis von Feinblechen.
Dissertation, Universität Hannover, 1990
- [Sch96] Schuler:
Handbuch der Umformtechnik
Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 1996
- [Sch04] Schröder, T.:
Ausgekochter Stahl für das Auto von Morgen
MaxPlanckForschung 3, 2004
- [Sid09] Sidhu, K. B.:
FEM Simulation and Process Design of Metal Blanking Applied in the
Automobile Industry
Leibniz Universität, Hannover, 2009
- [SP77] Schenk, H.; Prölß, E.:
Schneidspaloptimierung für Elektrobleche
Fertigung 4, S. 107 - 112, 1977
- [SPGCK06] Schuler Pressen GmbH & Co. KG, . G.:
Verfahren und Vorrichtung zum Schneiden von hochfesten Blechen
Patent DE102005021027A1, 2006
- [ST90] Schmitt-Thomas, K. G.:
Metallkunde für das Maschinenwesen - Band 1
Springer Verlag, Berlin, 1990
- [SW96] Schatt, W.; Worch, H.:
Werkstoff-Wissenschaft
Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Stuttgart, 1996
- [Tam82] Tamura, I.:
Deformation-Induced Martensitic Transformation and Transformation-
Induced Plasticity in Steels
Metal Science Vol. 16/5, 1982

- [TBtWA96] Taupin, E.; Breitling, J.; tsu Wu, W.; Altan, T.:
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, 1996
Selected Papers on Metal Forming and Machining
- [Tim56a] Timmerbeil, F. W.:
Einfluss der Schneidkantenabnutzung auf den Schneidvorgang am Blech
Werkstatttechnik und Maschinenbau 46, 1956
- [Tim56b] Timmerbeil, F. W.:
Untersuchung des Schneidvorganges bei Blech, insbesondere beim geschlossenen Schnitt
Technische Hochschule Hannover, 1956
- [VDI82] VDI-Verband:
Schneidspalt-, Schneidstempel- und Schneidplattenmaße für Schneidwerkzeuge der Stanztechnik.
VDI-Richtlinie 3368
VDI-Verlag, Düsseldorf, 1982
- [VDI94] VDI-Verband:
Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall.
VDI-Richtlinie 2906
VDI-Verlag, Düsseldorf, 1994
- [VDI96] VDI-Verband:
Simulation von Logistik-, Materialfluß- und Produktionssystemen - Begriffsdefinitionen.
VDI-Richtlinie 3633
VDI-Verlag, Düsseldorf, 1996
- [vS08] von Schwerin, M. L.:
Entwicklung einer Methodik zur optimierten Gestaltung von Umformwerkzeugen
Hieronymus, München, 2008

- [WHWG05] Werner, H.; Hooputra, H.; Weyer, S.; Gese, H.:
Applications of phenomenological failure models in automotive crash simulations
VIII International Conference on Computational Plasticity, COMPLAS VIII,
Barcelona, 2005

11 Anhang

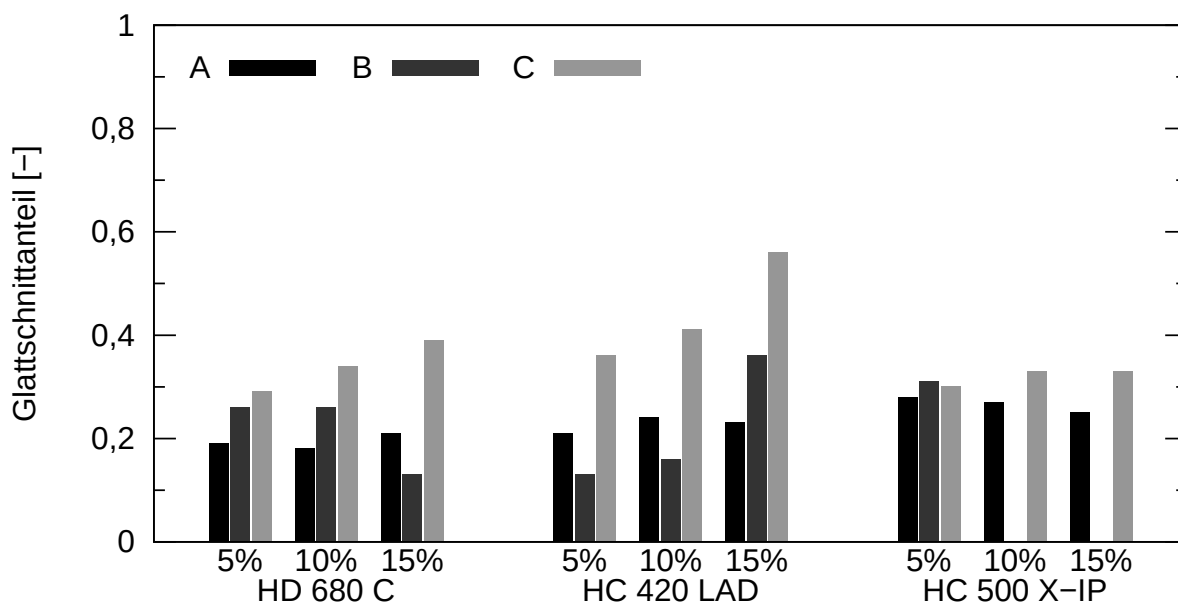


Bild 11.1: Glattschnittanteil in Abhängigkeit von Werkstoff, relativem Schneidspalt und Profilformen

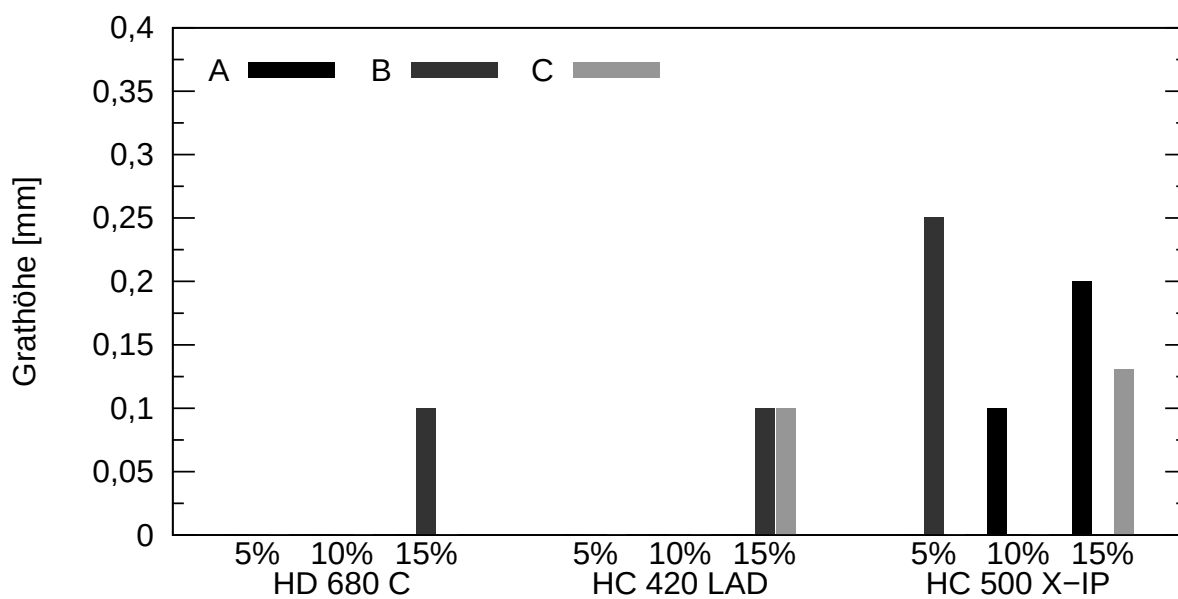


Bild 11.2: Grathöhe in Abhängigkeit von Werkstoff, relativem Schneidspalt und Profilformen



Bild 11.3: HC 500 X-IP: Unvollständige Trennung der Prüfplatine aufgrund starker Aufweitung des Schneidspalts, $u_{rel} > 10\%$