

# Thermisch beschichtete, faserverstärkte Polymerwerkzeuge für die Umformung höherfester Blechwerkstoffe

Von der Fakultät Maschinenbau der  
Technischen Universität Dortmund  
zur Erlangung des akademischen Grades  
Doktor-Ingenieur  
genehmigte Dissertation

von  
Dipl.-Ing. Jörg W. Kolbe  
*geb. Witulski*  
aus  
Bochum  
2012

Berichter: Prof. Dr.-Ing. A. Erman Tekkaya  
Prof. Dr.-Ing. Matthias Kleiner  
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk

Tag der mündlichen Prüfung: 13. August 2012

# Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Leichtbau (IUL) der Technischen Universität Dortmund. Besonders bedanken möchte ich mich bei den Institutsleitern, Herrn Professor Dr.-Ing. A. Erman Tekkaya und Herrn Professor Dr.-Ing. Matthias Kleiner, für die Möglichkeit zur Promotion sowie für das mir entgegengebrachte Vertrauen. Das Korreferat übernahm dankenswerter Weise Herr Professor Dr.-Ing. Wolfram Volk, Inhaber des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg) der Technischen Universität München.

Ferner bedanke ich mich auch bei allen Mitarbeitern, studentischen Hilfskräften und Studienarbeitern des IUL, die mich während meiner Tätigkeit unterstützt haben, insbesondere bei Andreas Herdt, Dirk Hoffmann, Frank Volk, Ulrich Wornalkiewicz und Werner Feurer für die Unterstützung im Versuchsfeld sowie bei Alper Güner, Frank Steinbach, Koray Demir und Qing Yin für die Hilfsbereitschaft bei wissenschaftlichen Fragen. Für die langjährige Zusammenarbeit, die wertvollen Rückmeldungen und die Durchsicht der Arbeit möchte ich insbesondere meinem Bürokollegen Dr.-Ing. Lukas Kwiatkowski danken. Bei Nina Polak und Jeanette Brandt bedanke ich mich für die organisatorische Hilfestellung und bei Frau Beate Ulm-Brandt für die sprachliche Korrektur der Arbeit.

Meinen ehemaligen Kollegen Professor Dr.-Ing. Alex Brosius, Dr.-Ing. Boris Rauscher, Dr.-Ing. Hossein Karbasian, Dr.-Ing. Marco Gössling, Dr.-Ing. Michael Trompeter, Professor Dr.-Ing. Werner Homberg und insbesondere Volker Franzen danke ich für die fachliche und kollegiale Unterstützung.

Ebenso möchte ich den Mitgliedern des Sonderforschungsbereichs SFB708 – gefördert von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) – für die interdisziplinäre Zusammenarbeit danken, vor allem den jetzigen und ehemaligen Kollegen Achim Peuker, Sascha Rausch, Sven Odendahl und Dr.-Ing. Thomas Mohn vom benachbarten Institut für Spanende Fertigung (ISF). Dem Lehrstuhl für Werkstofftechnologie (LWT) danke ich für die Bereitstellung der Lichtbogenspritzanlage und speziell Herrn Dr.-Ing. Ralf Rechlin für das Assistieren bei den Versuchen.

Meinen Eltern Ilse und Wilfried Witulski möchte ich für ihre stete Förderung danken, die hierdurch meinen wissenschaftlichen Werdegang erst ermöglicht haben. Meiner Schwester Jessica Witulski und meinen Freunden danke ich für die Unterstützung während der Anfertigung der Arbeit. Ganz herzlich möchte ich mich bei meiner Frau Maren bedanken, die mit vielen Diskussionen und stetem Rückhalt zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat.

Bochum, im September 2012

Jörg W. Kolbe

## Abstract

Topic of this thesis is the investigation of thermally sprayed hybrid deep drawing tools made of polymers for forming high strength steels, which are used in small to medium batch size productions. The focus is on the development of cost-effective deep drawing tools, ready in short-time for operation.

The tools are realized in a differential construction. A body material made of polymer is wrapped with a thermally sprayed coating, which is a protection against wear. The stiffness and the strength of the tool can be increased by the use of fillers and fiber reinforcements. This results in a higher reliability of the tool against failure during forming of high strength materials. In addition, a reduction of stresses in the thermally sprayed tool surfaces is realized. An indirect coating process is developed in order to manufacture these coatings. This process leads to a suitable adhesion between the body material and the coating itself. The coatings are adequate for a direct use in forming processes without mechanical finishing. With these coatings the wear resistance of the tools is increased significantly compared to common polymer deep drawing tools. The aspired piece number of sheet metal parts can be manufactured.

The hybrid deep drawing tool is adequate to form mild as well as high strength steels. Here, a comparable geometrical accuracy of parts formed by the hybrid tool with the accuracy of parts formed by conventional tools is possible. The higher elasticity of the hybrid tools compared to conventional tools made of steel reduces local contact peaks. This provides a potential of shorter try-out times of the hybrid tools in the press shop.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Formelzeichen und Abkürzungen</b>	<b>VII</b>
Formelzeichen . . . . .	VII
Abkürzungen . . . . .	XIV
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Kenntnisse</b>	<b>3</b>
2.1 Grundlagen des Tiefziehens . . . . .	3
2.1.1 Verfahrensprinzip . . . . .	3
2.1.2 Versagensarten und Einflussgrößen auf den Prozess . . . . .	4
2.1.3 Spannungszustände . . . . .	5
2.1.4 Tribologie . . . . .	8
2.1.5 Prozesssimulation . . . . .	10
2.2 Werkstoffe für Tiefziehwerkzeuge . . . . .	11
2.2.1 Stahl- und Eisenwerkstoffe . . . . .	11
2.2.2 Niedrigschmelzende Legierungen . . . . .	12
2.2.3 Hartmetalle . . . . .	13
2.2.4 Keramiken . . . . .	14
2.2.5 Polymerwerkstoffe . . . . .	15
2.2.6 Sonderwerkstoffe . . . . .	24
2.3 Beschichtungen für Tiefziehwerkzeuge . . . . .	25
2.3.1 Hartverchromen . . . . .	26
2.3.2 CVD/PVD-Beschichtungen . . . . .	26
2.3.3 Thermisches Spritzen . . . . .	27
2.3.4 Sonderverfahren . . . . .	31
2.4 Rapid Tooling . . . . .	31
2.4.1 Stereolithografie . . . . .	32
2.4.2 Selektives Laserstrahlsintern . . . . .	32
2.4.3 Layer Lamine Manufacturing . . . . .	33

## Inhaltsverzeichnis

---

2.5	Sonderkonstruktionen von Tiefziehwerkzeugen . . . . .	34
2.5.1	Elastische Werkzeuge . . . . .	34
2.5.2	Leichte Tiefziehwerkzeuge . . . . .	35
2.6	Faser-Kunststoff-Verbunde . . . . .	37
2.6.1	Verstärkungsfasern . . . . .	37
2.6.2	Laminattypen . . . . .	38
2.6.3	Einsatz als Werkzeugwerkstoff in der Umformtechnik . . . . .	39
2.7	Zusammenfassung des Standes der Kenntnisse . . . . .	40
<b>3</b>	<b>Zielsetzung und Vorgehensweise</b>	<b>43</b>
3.1	Zielsetzung . . . . .	43
3.2	Vorgehensweise . . . . .	44
<b>4</b>	<b>Polymere Werkzeuggrundkörper</b>	<b>45</b>
4.1	Mechanische Kennwerte . . . . .	45
4.1.1	Polyurethanwerkstoffe . . . . .	45
4.1.2	Faser-Kunststoff-Verbunde . . . . .	49
4.1.3	Fazit: Mechanische Kennwerte für den polymeren Werkzeuggrundkörper . . . . .	53
4.2	Analyse der Werkzeugbelastungen und -elastizität . . . . .	54
4.2.1	Analytische Betrachtung . . . . .	54
4.2.2	Blechwerkstoffe und Werkzeuggeometrien . . . . .	57
4.2.3	Numerische Untersuchungen . . . . .	57
4.2.4	Experimentelle Untersuchungen . . . . .	66
4.2.5	Fazit: Analyse der Werkzeugbelastungen und -elastizität . . . . .	70
4.3	Leichte Tiefziehwerkzeuge . . . . .	70
4.3.1	Analyse der Energiezufuhr und -abfuhr während eines Pressenhubes . . . . .	71
4.3.2	Analyse der Verlustenergie . . . . .	73
4.3.3	Analyse der bereitzustellenden Pressenenergie . . . . .	75
4.3.4	Analyse der Gesamtenergiebilanz . . . . .	77
4.3.5	Fazit: Leichte Tiefziehwerkzeuge . . . . .	77
4.4	Zusammenfassung Kapitel 4 . . . . .	79
<b>5</b>	<b>Thermisch gespritzte Wirkflächen</b>	<b>81</b>
5.1	Versuchseinrichtung . . . . .	81
5.2	Prozessfenster indirekt gespritzter Wirkflächen . . . . .	82

5.2.1	Analytische Betrachtung des Prozessfensters . . . . .	83
5.2.2	Analytische Betrachtung des Eigenspannungsverlaufs in der Spritzschicht . . . . .	86
5.2.3	Experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung des Prozessfensters . . . . .	94
5.2.4	Fazit: Prozessfenster indirekt gespritzter Wirkflächen . . . . .	102
5.3	Eigenschaften indirekt gespritzter Wirkflächen . . . . .	103
5.3.1	Berücksichtigte Parameter . . . . .	103
5.3.2	Übersicht über die untersuchten Zielgrößen . . . . .	106
5.3.3	Messmethoden zur Bestimmung der Eigenschaften der Spritzschichten . . . . .	107
5.3.4	Ergebnisse . . . . .	110
5.3.5	Analyse . . . . .	120
5.3.6	Fazit: Eigenschaften indirekt gespritzter Wirkflächen . . . . .	122
5.4	Fertigungsgenauigkeit indirekt gespritzter Wirkflächen . . . . .	123
5.4.1	Versuchsaufbau . . . . .	123
5.4.2	Ermittelte Formabweichung der Referenzgeometrie . . . . .	125
5.4.3	Fazit: Fertigungsgenauigkeit indirekt gespritzter Wirkflächen . . . . .	126
5.5	Zusammenfassung Kapitel 5 . . . . .	126
<b>6</b>	<b>Tribologieuntersuchungen</b>	<b>129</b>
6.1	Bestimmung der Reibungskoeffizienten . . . . .	129
6.1.1	Versuchseinrichtung . . . . .	129
6.1.2	Eingesetzte Blechwerkstoffe und untersuchte Reibpaarungen . . . . .	131
6.1.3	Ergebnisse . . . . .	132
6.1.4	Analyse . . . . .	135
6.1.5	Fazit: Bestimmung der Reibungskoeffizienten . . . . .	136
6.2	Verschleißuntersuchungen . . . . .	136
6.2.1	Versuchseinrichtung . . . . .	137
6.2.2	Untersuchte Verschleißelemente . . . . .	138
6.2.3	Ergebnisse . . . . .	138
6.2.4	Analyse . . . . .	140
6.2.5	Fazit: Verschleißuntersuchungen . . . . .	141
6.3	Zusammenfassung Kapitel 6 . . . . .	141
<b>7</b>	<b>Einsatzverhalten hybrider Tiefziehwerkzeuge</b>	<b>143</b>
7.1	Umformung von Napfgeometrien . . . . .	143
7.1.1	Analytische Betrachtung . . . . .	143

## Inhaltsverzeichnis

---

7.1.2	Werkzeuggeometrien . . . . .	145
7.1.3	Numerische Untersuchungen . . . . .	146
7.1.4	Experimentelle Untersuchungen . . . . .	148
7.1.5	Fazit: Umformung von Napfgeometrien . . . . .	151
7.2	Verhalten unter Dauerbelastung . . . . .	152
7.2.1	Versuchseinrichtung . . . . .	152
7.2.2	Eingesetzte Werkzeuge . . . . .	153
7.2.3	Ergebnisse . . . . .	156
7.2.4	Analyse . . . . .	157
7.2.5	Fazit: Verhalten unter Dauerbelastung . . . . .	159
7.3	Demonstratorwerkzeug . . . . .	160
7.3.1	Werkzeuggeometrie . . . . .	160
7.3.2	Werkzeugauslegung . . . . .	160
7.3.3	Umformversuche . . . . .	163
7.3.4	Fazit: Demonstratorwerkzeug . . . . .	165
7.4	Zusammenfassung Kapitel 7 . . . . .	165
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>167</b>
8.1	Zusammenfassung der Arbeit . . . . .	167
8.2	Ausblick . . . . .	168
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>171</b>
	<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>187</b>
	<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>193</b>
<b>A</b>	<b>Anhang</b>	<b>195</b>
A.1	Anhang zu Kapitel 4 . . . . .	195
A.1.1	Herleitung der Verschiebung am Ziehkantenradius mittels Ersatzmodells . . . . .	195
A.1.2	Energiebetrachtung einer hydraulischen Presse während des Tiefziehens . . . . .	197
A.2	Anhang zu Kapitel 5 . . . . .	199
A.2.1	Herleitung der resultierenden Kraft und deren Angriffspunkt aufgrund von Eigenspannungen in der Spritzschicht . . . . .	199

A.2.2	Herleitung der Festigkeit $\sigma_{m,S}$ und der Bruchdehnung $A_{\epsilon,S}$ in der Spritzschicht mittels Dreipunktbiegeversuchs . . . . .	200
A.3	Anhang zu Kapitel 7 . . . . .	202
A.3.1	Herleitung der Spannungen in der Spritzschicht $\sigma_{V,S}$ , basierend auf dem Ersatzmodell . . . . .	202



# Formelzeichen und Abkürzungen

## Formelzeichen

Formelzeichen	Einheiten	Begriffe
1, 2, 3	mm	Koordinaten im Volumenelement bei Laminaten
$A$	mm <sup>2</sup>	Fläche
$\tilde{A}$	mm <sup>2</sup>	Ideelle Querschnittsfläche
$A_{\epsilon,F}$	%	Bruchdehnung <i>Faser</i>
$A_{\epsilon,S}$	%	Bruchdehnung <i>Spritzschicht</i>
$A_{80}$	%	Bruchdehnung <i>Metallische Werkstoffe</i>
$A_B$	mm <sup>2</sup>	Querschnitt Hinterbau
$A_H$	mm <sup>2</sup>	Scherfläche <i>Spritzschicht</i>
$A_P$	mm <sup>2</sup>	Fläche Ersatzmodell Polymerhinterguss
$A_S$	mm <sup>2</sup>	Querschnitt Spritzfläche
$b$	mm	Breite
$b_S$	mm	Schichtbreite
$c_v$	$\frac{\text{kJ}}{\text{kg K}}$	spezifische Wärmekapazität
$C$	$\frac{\text{kJ}}{\text{K}}$	Wärmekapazität
$C_P$	$\frac{\text{kN}}{\text{mm}}$	Federsteifigkeit Ersatzmodell <i>E-Modul</i> Polymerhinterguss
$D$	mm	Durchmesser
$d_0$	mm	Stempeldurchmesser
$D_0$	mm	Rondendurchmesser
$D'_0$	mm	Aktueller Rondendurchmesser
$D_H$	mm	Durchmesser <i>Spritzschicht</i>
$e$	mm	Exzentrizität: Abstand <i>S</i> von $\tilde{S}$
$E$	MPa	Elastizitätsmodul
$\tilde{E}$	MPa	Ideeller <i>E-Modul</i>
$E_{\parallel}$	MPa	<i>E-Modul</i> längs zur Faserrichtung
$E_{\perp}$	MPa	<i>E-Modul</i> quer zur Faserrichtung

## Formelzeichen und Abkürzungen

---

Formelzeichen	Einheiten	Begriffe
$E_B$	MPa	Elastizitätsmodul des Basiswerkstoffes
$E_D$	MPa	Druckmodul
$\tilde{E}_F$	MPa	Ideeller Elastizitätsmodul Faser
$E_G$	MPa	Elastizitätsmodul des Grundwerkstoffes
$E_P$	MPa	Elastizitätsmodul des Polymerhintergusses
$E_S$	MPa	Elastizitätsmodul der Spritzschicht
$E_Z$	MPa	Zugmodul
$F$	kN	Kraft
$F_B$	kN	Biegekraft
$F_G$	kN	Kraft im Grundwerkstoff
$F_H$	kN	Haftkraft
$F_{id}$	kN	Ideelle Umformkraft
$F_N$	kN	Normalkraft
$F_{Nh}$	kN	Niederhalterkraft
$F_P$	kN	Pressenkraft
$F_r$	kN	Resultierende Kraft
$F_R$	kN	Reibungskraft
$F_{R,Zk}$	kN	Reibungskraft am Ziehkantenradius
$F_S$	kN	Kraft in der Spritzschicht
$F_{St}$	kN	Stempelkraft
$F_U$	kN	Umformkraft
$g$	$\frac{m}{s^2}$	Erdbeschleunigung
$G$	MPa	Schubmodul
$H_{N-S}$	MPa	Haftung zwischen Negativform und Spritzschicht
$H_{S-H}$	MPa	Haftung zwischen Spritzschicht und Hinterbau
$h_B$	mm	Höhe Hinterbau
$h_F$	mm	Dicke <i>Faser-Kunststoff-Verbund</i>
$h_G$	mm	Dicke <i>Grundwerkstoff</i>
$h_{hub}$	mm	Hub
$h_P$	mm	Länge Ersatzmodell Polymerhinterguss
$h_S$	mm	Schichtdicke
$I_{Arc}$	A	Strom des Lichtbogens
$I$	mm	Flächenträgheitsmoment

Formelzeichen	Einheiten	Begriffe
$\tilde{I}$	mm	Ideelles Flächenträgheitsmoment
$I_S$	mm	Flächenträgheitsmoment der Spritzschicht
$k_f$	MPa	Fließspannung
$k_{fm}$	MPa	Mittlere Fließspannung im Flanschbereich
$k_{f,1}$	MPa	Fließspannung am Innenrand des Flansches
$k_{f,2}$	MPa	Fließspannung am Außenrand des Flansches
$l$	mm	Länge
$l_{Nh}$	mm	Länge Niederhalter
$l_z$	mm	Ziehlänge
$l_{Zk}$	mm	Umfang Ziehkante
$m$	kg	Masse
$m_{bew}$	kg	Bewegte Masse
$m_{Stö}$	kg	Stößelmasse
$m_W$	kg	Werkzeugmasse
$m_{W,Hyb}$	kg	Masse Hybridwerkzeug
$m_{W,St}$	kg	Masse Stahlwerkzeug
$M$	Nm	Moment
$M_G$	Nm	Moment im Grundwerkstoff
$M_S$	Nm	Moment in der Spritzschicht
$n$		Verfestigungsexponent
$n_i$		Wichtung
$n_B$		Wichtung $E_S$ zu $\tilde{E}_F$
$n_{Hub}$		Anzahl der Hübe
$n_S$		Anzahl der Spritzüberläufe
$p_A$	MPa	Kontaktdruck
$p_{A,nom}$	MPa	Nominelle Flächenpressung
$p_{hd}$	MPa	hydrodynamischer Druck
$p_{hs}$	MPa	hydrostatischer Druck
$p_{Nh}$	MPa	Niederhalterdruck
$p_{S,pri}$	MPa	Primärgasdruck
$p_{S,sek}$	MPa	Sekundärgasdruck
$\dot{Q}$	W	Wärmestrom
$r_0, r_{45}, r_{90}$		Anisotropiekoeffizient <i>jeweilige Walzrichtung</i>

## Formelzeichen und Abkürzungen

---

Formelzeichen	Einheiten	Begriffe
$R$	mm	Radius
$R_{max}$	$\mu\text{m}$	Maximale Rauheit
$R_{St}$	mm	Stempelradius
$R_{Zk}$	mm	Ziehkantenradius
$R_a$	$\mu\text{m}$	mittlere Rauheit
$R_H$	MPa	Haftzugfestigkeit <i>Spritzschicht</i>
$R_m$	MPa	Zugfestigkeit <i>Stahlwerkstoffe</i>
$R_{p0,2}$	MPa	Dehngrenze
$R_z$	$\mu\text{m}$	gemittelte Rautiefe
$s$	mm	Blechdicke
$S$		Flächenschwerpunkt
$\tilde{S}$		Ideeller Schwerpunkt
$s_0$	mm	Ausgangsblechdicke
$S_G$		Schwerpunkt Grundwerkstoff
$S_S$		Schwerpunkt Spritzschicht
$t$	s	Zeit
$V$	$\text{mm}^3$	Volumen
$\vec{v}_p$	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Geschwindigkeitsvektor der Spritzpartikel
$v_{rel}$	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Relativgeschwindigkeit
$v_{Arb}$	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Arbeitsgeschwindigkeit
$v_{Eil}$	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Eilgeschwindigkeit
$v_S$	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Verfahrensgeschwindigkeit Spritzpistole
$v_z$	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Ziehgeschwindigkeit
$W$	J	Energie, Arbeit
$W_{Beschl}$	J	Beschleunigungsenergie
$W_{Brems}$	J	Bremsenergie
$W_{kin}$	J	kinetische Energie
$W_{pot}$	J	potenzielle Energie
$W_P$	J	Pressenenergie
$W_U$	J	Umformarbeit
$W_V$	J	Verlustenergie
$x, y, z$	mm	Koordinaten
$\tilde{x}, \tilde{y}, \tilde{z}$	mm	Koordinaten mit Ursprung $\tilde{S}$

Formelzeichen	Einheiten	Begriffe
$z_G$	mm	Abstand $S_G$ von $S$
$z_r$	mm	Resultierende Koordinate
$z_S$	mm	Abstand $S_S$ von $S$
$z_t$	mm	Ziehtiefe
$\alpha_W$	$K^{-1}$	Ausdehnungskoeffizient
$\alpha_{W,G}$	$K^{-1}$	Ausdehnungskoeffizient des Grundwerkstoffs
$\alpha_{W,S}$	$K^{-1}$	Ausdehnungskoeffizient der Spritzschicht
$\beta$		Ziehverhältnis
$\beta_{max}$		Grenzziehverhältnis
$\chi_{FKV, Polymer}$		Verhältnis zwischen dem Einfluss des FKV und dem Polymer
$\chi_{Hyb, St}$		Massenverhältnis zwischen $m_{W,Hyb}$ und $m_{W,St}$
$\chi_{St, St\ddot{o}}$		Massenverhältnis zwischen $m_{W,St}$ und $m_{St\ddot{o}}$
$\delta_{W_V, W_P}$		Verhältnis zwischen $W_V$ zu $W_P$
$\delta_{W_U, St}$		Verhältnis zwischen $W_{t3}$ zu $W_P$
$\Delta a_{max}$	mm	Maximale Formabweichung
$\Delta z$	mm	Verschiebung unter Last
$\Delta z'$		Bezogene Verschiebung unter Last ( $\Delta z$ zu $l_{Zk}$ )
$\Delta l_A$	mm	Abstand Auflager
$\Delta l_F$	mm	Abstand Finnen
$\Delta l_H$	mm	Länge der Einflusszone der Haftung
$\Delta l_S$	mm	Spritzabstand
$\Delta R_{Zk}$	mm	Ziehkantenradiusvergrößerung
$\Delta T$	K	Temperaturdifferenz
$\eta_{W_G}$		Gesamtenergiebilanz <i>Vergleich hyb. zu konv. Tiefziehwerkzeug</i>
$\eta_{W_U}$		Prozentuale Erhöhung der Pressenenergie
$\eta_{W_V}$		Prozentuale Reduzierung der Verlustenergie
$\gamma_S$	°	Spritzwinkel
$\gamma_{Zk}$	°	Umschlingungswinkel an der Ziehkante
$\Gamma_S$	$\frac{N}{mm}$	Steigung zwischen Kraft und Verschiebung <i>Spritzschicht</i>
$\kappa_{S, Zk}$		Verhältnis zwischen $\sigma_{V,S}$ zu $\sigma_{p,Zk}$
$\lambda_S$		Verhältnis $h_S$ zu $\Delta l_H$
$\mu$		Reibungskoeffizient

## Formelzeichen und Abkürzungen

---

Formelzeichen	Einheiten	Begriffe
$\nu$		Poissonzahl
$\varphi$		Umformgrad
$\Phi_S$	%	Porosität der Spritzschicht
$\rho$	$\frac{\text{kg}}{\text{dm}^3}$	Dichte
$\sigma_{Eig}$	MPa	Eigenspannung
$\sigma_{Eig,B}$	MPa	Biegeeigenspannung
$\sigma_{Eig,D}$	MPa	Druckeigenspannung
$\sigma_{Eig,N}$	MPa	Eigenspannung aufgrund der Normalkraft
$\sigma_{Eig,pri}$	MPa	Eigenspannung aufgrund des primären Abkühlens
$\sigma_{Eig,S}$	MPa	Eigenspannungen in der Spritzschicht
$\sigma_{Eig,sek}$	MPa	Eigenspannung aufgrund des sekundären Abkühlens
$\sigma_{Eig,Z}$	MPa	Zugeigenspannung
$\sigma_{B,Zk}$	MPa	Biegespannung an der Ziehkante
$\sigma_{Fl}$	MPa	Spannung im Flanschbereich
$\sigma_{m,D}$	MPa	Druckfestigkeit
$\sigma_{m,S}$	MPa	Festigkeit <i>Spritzschicht</i>
$\sigma_{m,Z}$	MPa	Zugfestigkeit
$\sigma_n$	MPa	Normalspannungen
$\sigma_{p,Zk}$	MPa	Kontaktspannungen im Ziehkantenbereich
$\sigma_r$	MPa	Radialspannungen
$\sigma_{r,id}$	MPa	Ideelle Radialspannungen
$\sigma_{r,1}$	MPa	Radialspannung am Ziehkantenauslauf
$\sigma_{R,Fl}$	MPa	Reibspannung im Flanschbereich
$\sigma_{R,Zk}$	MPa	Reibspannung im Ziehkantenbereich
$\sigma_t$	MPa	Tangentialspannungen
$\sigma_V$	MPa	Vergleichsspannung nach VON MISES
$\sigma_{V,F}$	MPa	Vergleichsspannung nach VON MISES <i>Faser-Kunststoff-Verbund</i>
$\sigma_{V,P}$	MPa	Vergleichsspannung nach VON MISES <i>Polymerhinterguss</i>
$\sigma_{V,S}$	MPa	Vergleichsspannung nach VON MISES <i>Spritzschicht</i>
$\sigma_{y,D}$	MPa	Druckfließspannung <i>Kunststoffe</i>
$\sigma_Z$	MPa	Zugspannungen
$\tau_H$	MPa	Haftscherfestigkeit
$\tau_m$	MPa	Scherfestigkeit

Formelzeichen	Einheiten	Begriffe
$\tilde{\sigma}$	MPa	Ideelle Spannung
$\vartheta_{G,0}$	°C	Vorerwärmung des Grundwerkstoffs
$\vartheta_{m,S}$	°C	Schmelztemperatur der Spritzschicht
$\vartheta_{RT}$	°C	Raumtemperatur
$\vartheta_G$	°C	Temperatur des Grundwerkstoffs
$\vartheta_m$	°C	Schmelztemperatur
$\vartheta_P$	°C	Temperatur der Spritzpartikel
$\vartheta_S$	°C	Temperatur der Spritzschicht
$\vartheta_V$	°C	Temperatur des Verbundes Spritzschicht und Grundwerkstoff
$\xi$		relativer Faservolumenanteil

### Abkürzungen

AiF	Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e.V.
APS	Atmospheric Plasma Spraying <i>deutsch</i> : Atmosphärisches Plasmaspritzen
AS	Arc Spraying <i>deutsch</i> : Lichtbogenspritzen
BMBF	Bundesministerium für Bildung und Forschung
BMWi	Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie
CAD	Computer Aided Design <i>deutsch</i> : Computergestützte Konstruktion
CAM	Computer Aided Manufacturing <i>deutsch</i> : Computergestützte Fertigung
CFK	Carbonfaserverstärkter Kunststoff <i>Kohlenfaserkunststoff</i>
CNC	Computerized Numerical Control
CrN	Chrom(III)-nitrid
CVD	Chemical Vapour Deposition <i>deutsch</i> : Chemische Gasphasenabscheidung
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
DLC	Diamond-like-carbon <i>deutsch</i> : Diamantähnliche Kohlenstoffschichten
DMS	Dehnungsmessstreifen
EFB	Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V.
EFDS	Europäische Forschungsgesellschaft Dünne Schichten e.V.
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
H320LA	Mikrolegierter Stahl $R_m \geq 400$ MPa
H380LA	Mikrolegierter Stahl $R_m \geq 440$ MPa
HBU	Hochdruckblechumformung
HCT600X	Dualphasenstahl (DP600) $R_m \geq 600$ MPa
HCT690T	TRIP-Stahl <i>englisch</i> : Transformation Induced Plasticity, $R_m \geq 690$ MPa
HPC	High Performance Concrete <i>deutsch</i> : Hochfester Beton ( $\sigma_{m,D} \geq 50$ MPa)
HVOF	High Velocity Oxygen Fuel <i>deutsch</i> : Hochgeschwindigkeits-Flammspritzen
IGES	Initial Graphics Exchange Specification
IUL	Institut für Umformtechnik und Leichtbau der Technischen Universität Dortmund
LLM	Layer Laminat Manufacturing
MoS <sub>2</sub>	Molybdänsulfid
MPA	Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart

MSV	Mehrschichten-Verbund
NVD	Nickel-Vapour-Deposition
OT	Oberer Totpunkt
PA	Polyamide
PAN	Polyacrylnitril
PTFE	Polytetrafluorethylen
PUR	Polyurethan
PVA	Polyvinylalkohol
PVD	Physical Vapour Deposition <i>deutsch</i> : Physikalische Gasphasenabscheidung
SFK	Synthesefaserverstärkter Kunststoff <i>Aramid</i>
SLA	Stereolithografie
SLS	Selective Laser Sintering <i>deutsch</i> : Selektives Lasersintern
TiAlN	Titanaluminiumnitrid
TiCN	Titancarbonitrid
TiN	Titannitrid
UHPC	Ultra High Performance Concrete <i>deutsch</i> : Ultrahochfester Beton ( $\sigma_{m,D} \geq 150$ MPa)
UT	Unterer Totpunkt
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
WC	Wolframcarbide
WC-C	Wolframcarbide-Kohlenstoff
WC-Co	Wolframcarbide-Kobalt
WSC	Wolframschmelzcarbide



# 1 Einleitung

In dieser Arbeit werden thermisch beschichtete Tiefziehwerkzeuge auf Polymerbasis für die Umformung höherfester Blechwerkstoffe im Bereich der Klein- bis Mittelserienproduktion untersucht. Der Schwerpunkt liegt hierbei in der Entwicklung kosteneffizienter und in kürzester Zeit einsatzbereiter Tiefziehwerkzeuge.

Die Motivation für solche Tiefziehwerkzeuge liegt in der gestiegenen Diversität der Modell- und Variantenvielfalt, insbesondere im Bereich der Automobilindustrie [1, 2]. So weist die Fa. DAIMLER AG in den Neunzigern ein Portfolio von fünf unterschiedlichen Modellen auf, Abbildung 1.1. Im Jahr 2008 steigert sich die Anzahl auf 17 Modelle, wobei die Losgröße für die einzelnen Modelle nach einer Anlaufphase jeweils nahezu konstant bleibt. Insbesondere bei Nischenfahrzeugen liegen so die Losgrößen nicht im Stückzahlbereich der Großserienproduktion, sondern umfassen den Bereich der Klein- bis Mittelserien.

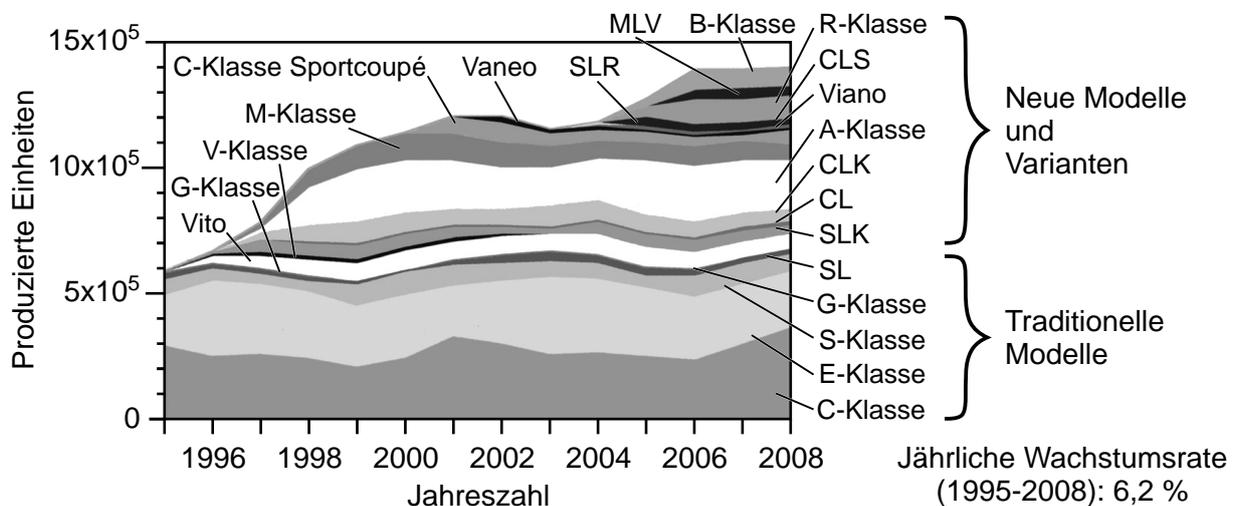


Abbildung 1.1: Entwicklung der Produktionsstückzahl der DAIMLER AG nach [2]

Konventionelle Tiefziehwerkzeuge aus Stahl und Gusseisen weisen i.d.R. Herstellkosten auf, deren wirtschaftlichster Einsatzbereich in der Großserienproduktion liegt. Sowohl die Herstellung solcher Werkzeuge als auch die Einarbeitungszeit ist zeit- und kostenintensiv. Die Dauer der Herstellung widerspricht einer flexiblen Fertigung und damit der Wirtschaftlichkeit. So zeigen Analysen, dass Produkte, die aufgrund von Verzögerungen zu einem späteren als dem geplanten Zeitpunkt auf den

## 1 Einleitung

---

Markt kommen, einen Verlust im mehrprozentigen Bereich verursachen können [3, 4]. Einarbeitungszeiten der Werkzeuge können bis zu 30 % der Gesamtwerkzeugkosten ausmachen [5, 6].

Für weiche Tiefziehstähle existiert daher eine Reihe von Tiefziehwerkzeugen aus alternativen Werkstoffen oder Fertigungstechniken, die das Spektrum der Klein- bis Mittelserienproduktion wirtschaftlich abdecken können. Neben niedrigen Werkstoffkosten stehen hierbei auch kurze Herstellzeiten der Werkzeuge zur Realisierung flexibler Fertigungsprozesse im Vordergrund.

Insbesondere zur Reduzierung des Fahrzeuggewichts und einer Erhöhung der Crashesicherheit werden im Automobilssektor verstärkt höherfeste Stahlwerkstoffe eingesetzt. Diese führen allerdings zu höheren Werkzeugbelastungen bei der Umformung. Tiefziehwerkzeuge aus alternativen Werkstoffen – wie z.B. Polymere und niedrigschmelzende Legierungen – haben eine geringe Verschleißbeständigkeit und Festigkeit, sodass diese für die Umformung höherfester Werkstoffe nur bedingt geeignet sind.

Zur Steigerung der Verschleißbeständigkeit alternativer Werkzeugwerkstoffe existieren daher verschiedene Ansätze, dies durch den Einsatz von Beschichtungen zu erzielen. In bisherigen Untersuchungen konnte jedoch keine ausreichende Haftung der Beschichtung am Werkzeug realisiert werden oder die Herstellung der Werkzeuge ist zeitintensiv.

Im Rahmen dieser Forschungsarbeit soll daher ein hybrides Tiefziehwerkzeug auf Polymerbasis entwickelt werden, welches die Vorteile alternativer Werkzeuge – wie geringere Herstellkosten, kurze Prozesszeiten und verkürzte Einarbeitungszeiten – mit einer ausreichenden Verschleißbeständigkeit für die Umformung höherfester Blechwerkstoffe kombiniert. Der Ansatz liegt hierbei in der Verwendung thermischer Beschichtungsverfahren und Faser-Kunststoff-Verbunde, sodass die Umformung höherfester Blechwerkstoffe ermöglicht wird.

## 2 Stand der Kenntnisse

### 2.1 Grundlagen des Tiefziehens

Der Fertigungsprozess Tiefziehen gehört nach DIN 8584-3 [7] zu den Zugdruckumformverfahren, wobei die Krafteinwirkung in die Umformzone nicht direkt, sondern nur mittelbar eingeleitet wird [8]. Der Prozess Tiefziehen stellt das wichtigste Blechumformverfahren dar. Das Verfahren wird hierbei insbesondere im Bereich der Automobil-, Verpackungs- und Flugzeugindustrie sowie weißer Waren angewendet [9].

#### 2.1.1 Verfahrensprinzip

Beim Tiefziehen wird ein ebener Blechzuschnitt mittels eines Stempels über eine Matrize zu einem Hohlkörper umgeformt, wobei eine Änderung der Blechdicke nicht bezweckt ist [9], Abbildung 2.1. Neben den formgebenden Werkzeugen Stempel und Matrize wird i.d.R. ein Niederhalter im Tiefziehprozess verwendet. Die Aufgaben des Niederhalters sind hierbei die Steuerung des Werkstoffflusses und die Verhinderung einer Faltenbildung im Flansch (Falten 1. Art) [8].

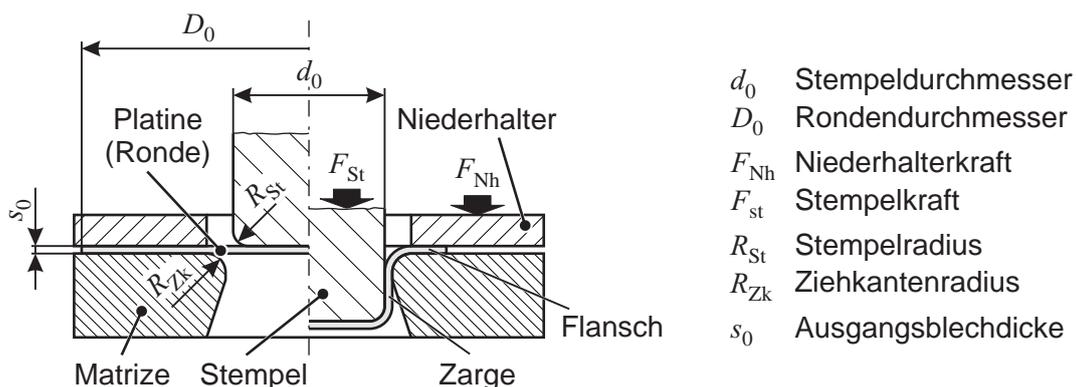


Abbildung 2.1: Tiefziehprozess. Darstellung in Anlehnung an [8]

Zur Herstellung einer Napfgeometrie wird zunächst eine Ronde<sup>1</sup> mit dem Ausgangsdurchmesser  $D_0$  und -dicke  $s_0$  zwischen dem Niederhalter und der Matrize platziert und die Niederhalterkraft

<sup>1</sup>allgemein: Blechzuschnitt oder Platine

$F_{Nh}$  aufgebracht, Abbildung 2.1. Anschließend wird über eine Verfahrbewegung des Stempels oder der Matrize mittels der Stempelkraft  $F_{St}$  das Blech zu einem Blechformteil umgeformt. Während der Umformung fließt der Blechwerkstoff aus dem Flansch nach, wodurch sich eine Verkleinerung des äußeren Durchmessers ergibt [8, 9].

### 2.1.2 Versagensarten und Einflussgrößen auf den Prozess

Die wichtigsten Versagensarten beim Tiefziehen sind Falten 1. und 2. Art, Reißen und Rückfederung, Abbildung 2.2 [8, 10]. Falten 1. Art entstehen im Flanschbereich bei nicht ausreichender Druckbeaufschlagung durch den Niederhalter. Entstandene Falten 1. Art können sich unter Umständen beim Ziehen über den Ziehkantenradius  $R_{Zk}$  wieder einglätten. Falten 2. Art können in Bereichen freier Umformzonen auftreten, in denen der Blechwerkstoff zumindest zeitweise keinen Kontakt mit den Wirkflächen des Werkzeugs hat [8]. Sofern das Umformvermögen des Blechwerkstoffs überschritten wird, kommt es zu Reißen im Blech [11]. Rückfederungen sind unerwünschte Form- und Maßabweichungen von der SOLL-Geometrie nach dem Entfernen äußerer Lasten, die auf elastische Dehnungsanteile bei der Umformung zurückzuführen sind [8].

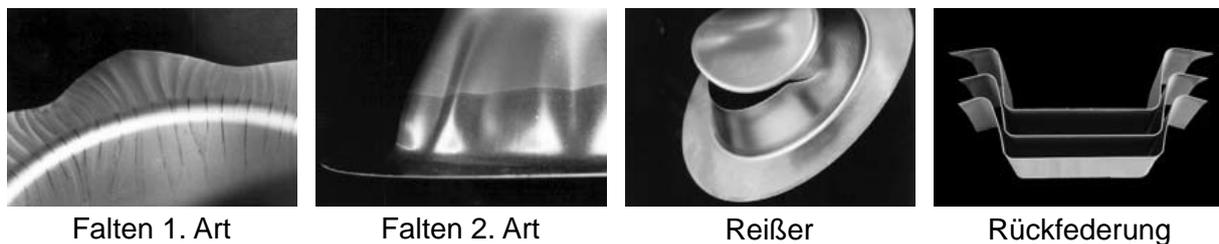


Abbildung 2.2: Die wichtigsten Versagensarten beim Tiefziehen [12]

Der Tiefziehprozess und die Güte des Blechformteils werden im Wesentlichen durch den eingesetzten Blechwerkstoff und -zuschnitt, die herzustellende Geometrie, die Prozessgrößen wie Kraft und Geschwindigkeit, die tribologischen Konditionen, die Werkzeugkonstruktion und das Zusammenwirken zwischen der Umformpresse und dem Tiefziehwerkzeug bestimmt [8–11].

Zur Charakterisierung und Beurteilung der Umformung von Napfgeometrien stellt das Grenzziehverhältnis  $\beta_{max}$  ein geeignetes Mittel dar [11]. Dieses beschreibt das maximale Ziehverhältnis  $\beta$ , welches ohne Reißen des Bleches erzielbar ist. Das Ziehverhältnis ist dabei als Verhältnis Ronden-durchmesser  $D_0$  zum Stempeldurchmesser  $d_0$  definiert:

$$\beta = \frac{D_0}{d_0} \quad |\text{nach [11]} \quad (2.1)$$

Der Einfluss der Niederhalterkraft  $F_{Nh}$  auf das Ziehverhältnis  $\beta$  und damit auf den Tiefziehprozess generell ist schematisch in Abbildung 2.3 dargestellt. Verkleinert wird das Prozessfenster unter

anderem durch den Einsatz höherfester Stahlwerkstoffe (Zugfestigkeiten  $R_M > 300$  MPa), die ein geringeres Umformvermögen als weiche Tiefziehstähle ( $R_M < 300$  MPa) aufweisen [9].

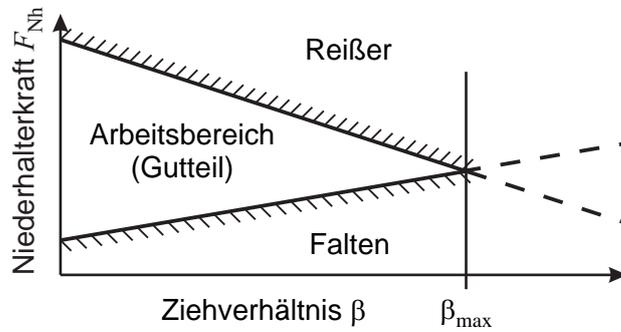


Abbildung 2.3: Prozessfenster beim Tiefziehen. Darstellung in Anlehnung an [8]

### 2.1.3 Spannungszustände

Typische Spannungszustände beim Tiefziehen sind in Abbildung 2.4 am Beispiel eines Napfes dargestellt. Im Flanschbereich liegt hierbei eine Zug-/Druckbelastung vor [8]. Die Zugbelastung tritt dabei in radialer Richtung ( $\sigma_r$ ) auf. In tangentialer Richtung ( $\sigma_t$ ) liegt eine Druckbelastung vor, die sich durch die Stauchung des sich verkleinernden Außendurchmessers ergibt. Des Weiteren wird das Blech in diesem Bereich in Dickenrichtung durch den Niederhalter durch Normalspannungen  $\sigma_n$  belastet. Der Spannungszustand im Ziehteilboden ist durch zweiachsigen Zug in tangentialer und radialer Richtung gekennzeichnet. Im Bereich der Zarge liegen radiale Zugspannungen und in Abhängigkeit der Position tangentielle Druck- oder Zugspannungen vor [11].

Zur Berechnung von Stempelkräften beim Tiefziehen eines kreiszylindrischen Napfes ist die Betrachtung der Spannungen im Flanschbereich und im Bereich des Ziehkantenradius  $R_{Zk}$  erforderlich. Hierzu existieren verschiedene Ansätze, wie z.B. von SIEBEL [13] und PANKNIN [14] sowie MARCINIAK und DUNCAN [15], die sich allerdings nur unwesentlich voneinander unterscheiden.

Die ideale Radialspannung im Flanschbereich ergibt sich zu:

$$\sigma_{r,id} = 1,1 \cdot k_{fm} \cdot \ln \frac{D'_0}{d_0} \quad | \text{nach SIEBEL und PANKNIN} \quad (2.2)$$

$$\sigma_{r,id} = k_{fm} \cdot \ln \frac{D'_0}{d_0 + s_0} \quad | \text{nach MARCINIAK und DUNCAN} \quad (2.3)$$

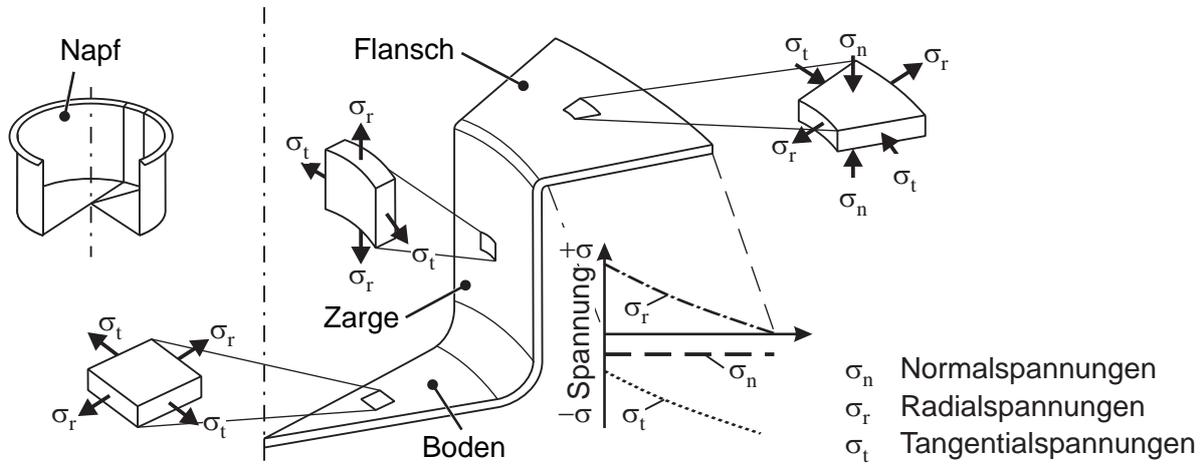


Abbildung 2.4: Spannungszustände beim Tiefziehen nach [9, 12]

Hierbei ist  $D'_0$  der aktuelle Außendurchmesser und  $k_{fm}$  die mittlere Fließspannung im Flanschbereich. Durch den Faktor 1,1 wird nach PANKNIN der Unterschied der beiden Spannungshypothesen VON MISES und TRESCA berücksichtigt. Im Flanschbereich wirkt die Reibspannung  $\sigma_{R,Fl}$ :

$$\sigma_{R,Fl} = \frac{2\mu F_{Nh}}{\pi D'_0 s} \tag{2.4}$$

Hierbei wird vereinfacht angenommen, dass eine Reibungskraft im Flanschbereich nur am äußeren Rand der Ronde  $D'_0$  angreift. Im Bereich des Ziehkantenradius wird der Blechwerkstoff zunächst am Einlauf entsprechend dem Ziehkantenradius hingebogen und am Auslauf wieder zurückgebogen, Abbildung 2.5. Die Biegespannung  $\sigma_{B,Zk}$  für einen Biegevorgang ergibt sich zu:

$$\sigma_{B,Zk} = s \cdot \frac{k_{f,1}}{4 \cdot r_{Zk}} \quad | \text{nach SIEBEL und PANKNIN} \tag{2.5}$$

$$\sigma_{B,Zk} = s \cdot \frac{k_{f,1}}{4 \cdot (r_{Zk} + \frac{1}{2}s)} \quad | \text{nach MARCINIAK und DUNCAN} \tag{2.6}$$

Am Ziehkantenradius wird i.d.R. zur Abschätzung der Reibspannungen am Matrizenradius während der Umlenkung des Bleches die EYTELWEIN-Gleichung<sup>2</sup> verwendet, Abbildung 2.5. Lokale Spannungsspitzen können durch die Verwendung der EYTELWEIN-Gleichung in diesem Bereich nicht abgebildet werden [16]. Es ergibt sich für die radiale Spannung  $\sigma_{r,1}$  am Ziehkantenauslauf:

$$\begin{aligned} \sigma_{r,1}(\gamma_{Zk}) &= \sigma_{Fl} \cdot e^{\mu\gamma_{Zk}} \\ \sigma_{r,1}\left(\frac{\pi}{2}\right) &= \sigma_{Fl} \cdot e^{\mu\frac{\pi}{2}} \end{aligned} \tag{2.7}$$

Hierbei ist  $\mu$  der Reibungskoeffizient zwischen Blech und Ziehkantenradius,  $\gamma_{Zk}$  der Umschlingungswinkel und  $\sigma_{Fl}$  die Spannung im Flanschbereich. Bei der Höhe der Spannung  $\sigma_{Fl}$  im Flanschbe-

<sup>2</sup>Die EYTELWEIN-Gleichung gilt eigentlich nur für biegeschlaffe Bänder, sodass dies eine Vereinfachung darstellt

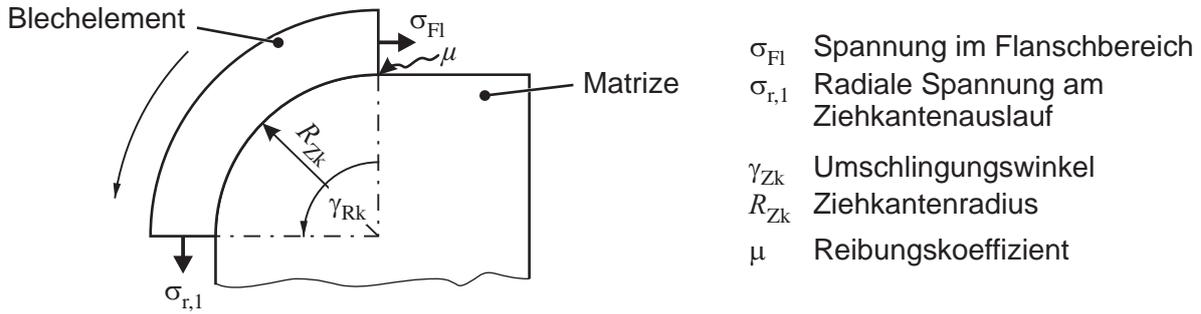


Abbildung 2.5: Reibung im Bereich des Ziehkantenradius in Anlehnung an [15]

reich unterscheiden sich die Ansätze von MARCINIAK und DUNCAN bzw. SIEBEL und PANKNIN. MARCINIAK und DUNCAN addieren die Biegespannung zweimal zur Spannung  $\sigma_{Fl}$  im Flanschbereich (Hin- und Rückbiegen). Bei den Ansätzen von SIEBEL und PANKNIN wird hier nur die Biegespannung beim Hinbiegen zur Spannung  $\sigma_{Fl}$  addiert.

$$\sigma_{Fl} = \overbrace{1,1 \cdot k_{fm} \cdot \ln \frac{D'_0}{d_0}}^{\sigma_{r,id}} + \overbrace{\frac{2\mu F_{Nh}}{\pi D'_0 s}}^{\sigma_{R,Fl}} + \overbrace{s \cdot \frac{k_{f,1}}{4 \cdot r_{Zk}}}^{\sigma_{B,Zk}} \quad | \text{nach SIEBEL und PANKNIN} \quad (2.8)$$

$$\sigma_{Fl} = \underbrace{k_{fm} \cdot \ln \frac{D'_0}{d_0 + s_0}}_{\sigma_{r,id}} + \underbrace{\frac{2\mu F_{Nh}}{\pi D'_0 s}}_{\sigma_{R,Fl}} + \underbrace{s \cdot \frac{k_{f,1}}{2 \cdot r_{Zk} + s}}_{2 \cdot \sigma_{B,Zk}} \quad | \text{nach MARCINIAK und DUNCAN} \quad (2.9)$$

Unter Berücksichtigung von Gleichung 2.7 und der aufgeführten Anmerkungen zu Biegespannungen ergibt sich somit für die mittlere Zugspannung in Ziehrichtung  $\sigma_Z$ :

$$\sigma_Z = \left( 1,1 \cdot k_{fm} \cdot \ln \frac{D'_0}{d_0} + \frac{2\mu F_{Nh}}{\pi D'_0 s} + s \cdot \frac{k_{f,1}}{4 \cdot r_{Zk}} \right) \cdot e^{\mu \frac{\pi}{2}} + s \cdot \frac{k_{f,1}}{4 \cdot r_{Zk}} \quad (2.10)$$

|nach SIEBEL und PANKNIN

$$\sigma_Z = \left( k_{fm} \cdot \ln \frac{D'_0}{d_0 + s_0} + \frac{2\mu F_{Nh}}{\pi D'_0 s} + s \cdot \frac{k_{f,1}}{2 \cdot r_{Zk} + s} \right) \cdot e^{\mu \frac{\pi}{2}} \quad (2.11)$$

|nach MARCINIAK und DUNCAN

Die Multiplikation der mittleren Zugspannung  $\sigma_Z$  mit der zugehörigen Schnittfläche führt zur erforderlichen Stempelkraft  $F_{St}$ :

$$F_{St} = A \cdot \sigma_Z = 2 \cdot \pi \cdot (d_0 + s_0) \cdot \sigma_Z \quad (2.12)$$

Die mittels dieser Gleichung 2.12 ermittelten Stempelkraftverläufe weichen aufgrund der vereinfachenden Annahmen quantitativ bis 20% von experimentell bestimmten Verläufen ab [8]. Weiterführende Methoden basieren z.B. auf dem *Prinzip der virtuellen Arbeit* und können so die Genauigkeit

der ermittelten Stempelkraftverläufe erhöhen [16]. Allerdings sind diese Ansätze semianalytisch und können daher nur iterativ gelöst werden.

HORTIG untersuchte in seiner Dissertation das Beanspruchungskollektiv gerader Ziehkanten mittels angepasster analytischer Ansätze von SIEBEL sowie unter Verwendung der Finite-Element-Methode [17]. Nur mittels der Simulationen konnte gezeigt werden, dass sich zwei Spannungsspitzen über dem Ziehkantenradius ausbilden, welche auf die Biegung des Bleches unter Zug zurückzuführen sind. Bei der Umlenkung legt sich das Blech aufgrund seiner Biegesteifigkeit nicht vollständig an die Ziehkante an. Das globale Maximum wird im Bereich des Einlaufs an der Ziehkante erreicht ( $\gamma_{Zk} = 0^\circ$ ), das lokale Maximum in etwa bei  $60^\circ$ . Mit steigendem Reibungskoeffizienten erhöhen sich die Kontaktspannungen insbesondere im Bereich des lokalen Maximums. Ebenso führen eine Verkleinerung des Ziehkantenradius sowie eine Erhöhung der Niederhalterkraft, Fließspannung und Blechdicke zu höheren Kontaktspannungen. Letzteres bewirkt eine Verschiebung des lokalen Maximums zu kleineren Winkeln. Eine Reduktion des  $E$ -Moduls des Werkzeugwerkstoffs führt zu kleineren Spannungsspitzen, da sich durch elastische Verformung der Matrize die Kontaktfläche zwischen Blech und Matrize vergrößert. In [18] wird insbesondere der zeitliche Verlauf der Ausprägung der Spannungsspitzen mittels der Finite-Element-Methode untersucht. Hier konnten drei charakteristische Phasen extrahiert werden. Der Initialzustand ist durch eine einzelne hohe Kontaktspannung charakterisiert. Als Zwischenzustand wird in [18] der Zeitraum gekennzeichnet, bei dem der Blechwerkstoff bereits zum Ziehradius hin-, aber noch nicht zurückgebogen ist. In diesem Zustand liegen zwei Spannungsspitzen vor, wobei höhere Werte im Bereich des Ziehkantenauslaufes erreicht werden. Der Gleichgewichtszustand mit zwei ausgeprägten Spannungsspitzen tritt ein, sobald der Blechwerkstoff zurückgebogen wird.

#### 2.1.4 Tribologie

Tribologie umfasst die Wissensgebiete Reibung und Verschleiß. Gegenstand ist hierbei die Wissenschaft aufeinander wirkender Oberflächen in Relativbewegung zueinander [19]. Reibung stellt dabei die Wechselwirkung zwischen zwei berührenden Oberflächen dar. Verschleiß wird definiert als der fortschreitende Werkstoffverlust aus der Oberfläche eines festen Körpers [19].

Reibung spielt insbesondere in der Blechumformung eine große Rolle, da hier das Verhältnis von Oberfläche zum umgeformten Volumen groß ist [8]. So zeigt sich z.B. beim Tiefziehen von Näpfen, dass mit steigendem Stempeldurchmesser  $d_0$  sich auch das Verhältnis von Reibkraft zur Umformkraft erhöht [21]. Im Tiefziehprozess treten die Reibungszustände Flüssigkeits-, Grenz- sowie Grenzschicht-, Festkörper- und Mischreibung auf [20], Abbildung 2.6. Bei der Flüssigkeitsreibung ist die Blechoberfläche vollständig durch einen Schmierfilm von der Werkzeugoberfläche getrennt

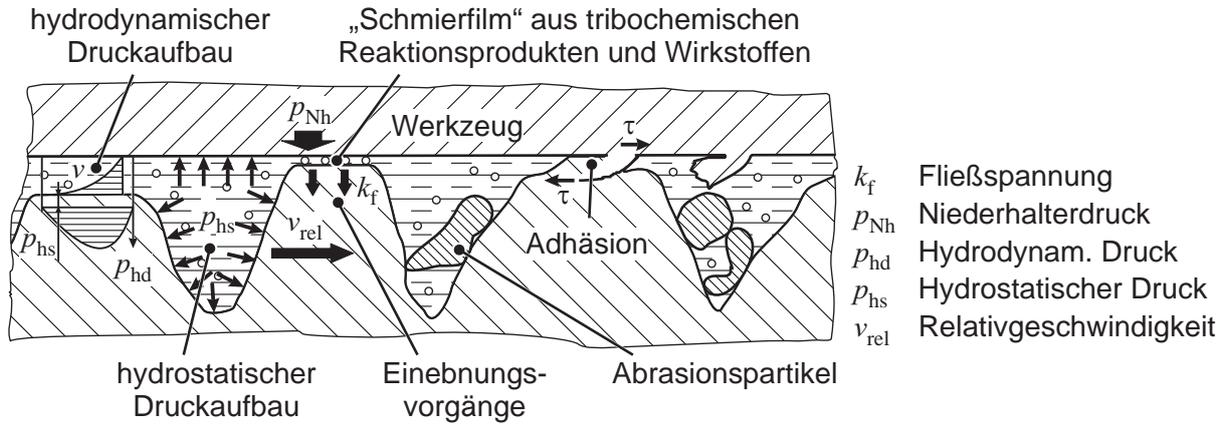


Abbildung 2.6: Reibungsmechanismen zwischen Blech und Werkzeug [20]

[22]. Der Gegensatz hierzu ist Festkörperreibung, bei dem das Blech und die Werkzeugoberfläche im direkten Kontakt aufeinander abgleiten [23]. Als Grenzreibung wird nach [19] die Reibung zwischen festen Grenzschichten mit molekularer Schichtdicke verstanden. Bei Mischreibung treten all diese Reibungszustände gleichzeitig an lokal unterschiedlichen Stellen auf. Dieser Zustand dominiert im Bereich der Blechumformung [22]. Zur Beschreibung der Reibung wird auf dem Gebiet der Blechumformung vor allem das Reibgesetz nach COULOMB verwendet [8]:

$$F_R = \mu \cdot F_N \tag{2.13}$$

Hierbei ist  $\mu$  der Reibungskoeffizient,  $F_R$  die Reibkraft und  $F_N$  die Normalkraft. Mit zunehmender Ziehgeschwindigkeit nimmt die Reibung zwischen Blech und Werkzeug signifikant aufgrund hydrodynamischer Effekte ab [21]. Ebenso fällt mit steigender Flächenpressung der Reibkoeffizient nach Überschreiten eines bestimmten Limits aufgrund von Einglättungseffekten im Blech und der Abhängigkeit der Viskosität des Schmiermittels vom wirkenden Druck ab [21, 23]. In der Praxis wird allerdings i.d.R. ein zeitlich und örtlich konstanter Mittelwert des Reibungskoeffizienten angenommen [8].

Im Bereich der Tribologie werden vier verschiedene Verschleißmechanismen unterschieden [19], Abbildung 2.6:

- Adhäsion
- Abrasion
- Oberflächenzerrüttung
- Tribochemische Reaktionen

Unter *Adhäsion* wird die Ausbildung von Grenzflächen-Haftverbindungen und die anschließende Trennung der Haftverbindungen, welche die ursprüngliche Oberflächengestaltung zerstörten, verstanden

(z.B. Kaltverschweißungen). Bei der *Abrasion* erfolgt ein spanender Materialabtrag z.B. durch Partikel. *Oberflächenzerrüttung* beschreibt Materialermüdung und Rissbildung in Oberflächenbereichen. *Tribochemische Reaktionen* beschreiben chemische Reaktionen im tribologischen System, welche hierdurch zu einem Materialabtrag führen [19]. Die Standmenge von Tiefziehwerkzeugen wird signifikant – neben Werkzeugversagen aufgrund von Überlastungen – durch den Werkzeugverschleiß bestimmt [9].

Einflüsse auf das Tribosystem sind im Bereich der Blechumformung insbesondere durch die vorliegende Flächenpressung, den Spannungs- und Dehnungszustand des Blechs, die Umformtemperatur und -geschwindigkeit, die Schmierung, den Blech- und Werkzeugwerkstoff sowie die Oberflächenbeschaffenheit gegeben [9, 23]. So wird z.B. die Verschleißbeständigkeit von Werkzeugen vor allem durch das Zusammenwirken von Härte, Festigkeit und Zähigkeit bestimmt [24]. Dies zeigt sich auch beim Einsatz alternativer Werkzeugwerkstoffe. Liegt die Härte des Blechwerkstoffs oberhalb der des Werkzeugs, dominiert abrasiver Verschleiß. Im anderen Fall überwiegen Adhäsionseffekte [25]. Neben der Werkstoffkombination werden Adhäsionseffekte durch die Oberflächenrauheit des Werkzeugs bestimmt. So können harte und raue Oberflächen ( $R_z > 1,5 \mu\text{m}$ ) zu Sekundäradhäsionseffekten führen [26]. Hierbei wird der Blechwerkstoff bei ausreichend hoher Flächenpressung in Vertiefungen der Werkzeugoberfläche gepresst und abgeschert. Anschließend bilden diese Bereiche den Ausgangspunkt für Adhäsion.

Bei Rauheitswerten unterhalb  $R_z < 0,25 \mu\text{m}$  kann es zu Festkörperreibung kommen, da der Schmierfilm sich abschiebt. Oberflächenstrukturierung sowohl der Bleche (z.B. [22, 27, 28]) als auch der Werkzeuge (z.B. [29, 30]) können sich je nach Art reibungsmindernd und -erhöhend auswirken.

### 2.1.5 Prozesssimulation

Der Tiefziehprozess kann insbesondere bei komplexen Geometrien und Blechwerkstoffen nicht vollständig analytisch beschrieben werden [31]. Daher wird der Umformprozess mittels der Finite-Element-Methode (FEM) virtuell abgebildet [32]. Hierbei stehen insbesondere Aussagen zur Machbarkeit der Blechformteile, zur Prozess- und Werkzeuggestaltung sowie die Prozessoptimierung im Vordergrund [31].

Die Finite-Element-Methode basiert auf Ansätzen der höheren Plastizitätstheorie und ermöglicht die Vorhersage von Dehnungen, von Spannungen, des Werkstoffflusses und des Versagens [33]. Gute Vorhersagen können dabei in Bezug auf Versagen durch Reißen, Faltenbildung im freien Umformbereich, Blechdicken- und Dehnungsverteilung sowie Werkstofffluss und Niederhalterpressung getroffen werden [31]. Nach ROLL ist durch die FEM eine eher durchschnittliche Vorhersagegüte, u.a. zur

Bestimmung von Umformkräften, des Blecheinzugs, der Spannungsverteilung und rückfederungsbedingten Formänderungen gegeben [31].

Im Bereich der Blechumformsimulation werden ausschließlich elastisch-plastische Werkstoffmodelle verwendet [32]. Deren Komplexität hängt dabei vom abzubildenden Blechwerkstoff und den verfügbaren Werkstoffkennwerten ab. Für die Elementformulierung der Bleche kommen hauptsächlich Schalenelemente bzw. erweiterte Membranelemente mit Biegeanteil zum Einsatz [33]. Für die Beschreibung der Werkzeuge werden i.d.R. Schalenelemente als Starrkörperformulierung eingesetzt. Eine Modellierung der Werkzeugelastizität wird aufgrund des Aufwandes seltener durchgeführt. Hierfür werden üblicherweise Tetraeder- oder Hexaederelemente verwendet [31].

## 2.2 Werkstoffe für Tiefziehwerkzeuge

Die Auswahl des Werkzeugwerkstoffs bei Tiefziehwerkzeugen wird in erster Linie durch die Stückzahl, die Abmessungen und den Werkstoff der herzustellenden Blechformteile bestimmt [11]. Die VDI-Richtlinie 3388 [34] unterteilt die Werkstoffe in die vier Gruppen: *Gusswerkstoffe*, *gewalzte und geschmiedete Stähle*, *Nichteisenmetalle* und *Kunststoffe*. Im konventionellen Werkzeugbau werden hauptsächlich Gusswerkstoffe wie Gusseisen und Stahlguss sowie Werkzeugstähle unterschiedlicher Legierungen verwendet. Bei der Umformung von weichen Tiefziehstählen ( $R_m < 400$  MPa) werden die Werkzeuge i.d.R. in Monoblock-Bauweise ausgeführt. Werkzeuge für die Umformung höherfester Werkstoffe ( $400 \text{ MPa} < R_m < 650$  MPa) können sowohl als Monoblock-Bauweise realisiert werden oder in segmentierter Bauweise, wobei in hochbeanspruchten Bereichen entsprechend ausgelegte Stahleinsätze verwendet werden. Für höchstfeste Blechwerkstoffe ( $R_m > 650$  MPa) werden im Allgemeinen nur segmentierte Werkzeuge eingesetzt [8]. Hochbelastete Werkzeugoberflächen können des Weiteren mit Hartmetallen und keramischen Werkstoffen oder Laserhärten und Auftragsschweißen verstärkt werden [9, 35]. Niedrigschmelzende Legierungen, Kunststoffe und Sonderwerkstoffe wie z.B. Schichtholz oder Beton dienen für die Herstellung von Tiefziehwerkzeugen im Bereich der Prototypen- und Kleinserienfertigung [10, 34, 36]. Limitierender Faktor ist hierbei in der Regel die im Vergleich zu konventionellen Werkzeugwerkstoffen geringere Härte [25].

### 2.2.1 Stahl- und Eisenwerkstoffe

Der Standardwerkstoff für gegossene Werkzeugteile bei normaler Beanspruchung ist EN-GJL-250, welcher zu der Gruppe *Gusseisen mit Lamellengrafit* gehört [34]. Hierbei liegt der Grafit hauptsächlich lamellar im Werkzeug vor und wirkt wie Hohlräume, was zu einer verminderten Festigkeit und einem verminderten  $E$ -Modul führt. Höhere Werte werden bei der Verwendung von *Gusseisen*

sen mit Kugelgrafit erzielt, welches jedoch ein niedrigeres Dämpfungsvermögen aufweist. Der Grafit liegt hierbei kugelig im Gefüge vor und führt somit zu einer verminderten inneren Kerbwirkung [37]. Standardwerkstoffe für Klein- oder Mittelserien und für hochbeanspruchte Großserienwerkzeuge sind EN-GJS-HB230 und EN-GJS-700-2 bzw. EN-GJS-HB265 [34]. Teilweise werden die hochbeanspruchten Werkzeuge aus Gusseisen armiert und/oder die hochbeanspruchten Bereiche mit Einsätzen z.B. aus Stahlwerkstoffen wie 1.2379 ausgeführt [8, 38]. Die Härte von Werkzeugen aus Gusseisen kann durch Plasmanitrieren oder Hartverchromen erhöht werden [8]. Teilweise sind die Werkstoffe auch thermisch randschichthärtbar, sodass insgesamt je nach Werkstoff Rockwellhärten bis zu 50–65 HRC erreicht werden können [34].

*Stahlguss* wie GE240+N ist ein Standardwerkstoff für höher belastete, dünnwandige und deformationsgefährdete Niederhalter [34]. Aufgrund der nur unwesentlich höheren Dauerfestigkeit von normalem Stahlguss gegenüber Gusseisen ist Stahlguss ansonsten im Werkzeugbau nur wenig verbreitet [10].

*Werkzeugstähle* für Tiefziehwerkzeuge werden in Abhängigkeit von der Werkzeuggröße als Guss oder in geschmiedeter sowie gewalzter Form verwendet [34]. Eingesetzt werden Werkzeugstähle vorwiegend im Bereich von Prägwerkzeugen und verschleißgefährdeten Werkzeugen bzw. als Einsätze in hochbeanspruchten Bereichen von Gusseisenwerkzeugen [8, 10]. Ein wichtiger Vertreter dieser Werkstoffe ist X155CrVMo12-1 (1.2379, entspricht 1.2382 gegossen). Die Eigenschaften von legierten Kaltarbeitsstählen werden neben Kohlenstoff vor allem durch Zusätze von Wolfram, Chrom, Kobalt, Nickel, Molybdän und Vanadium eingestellt [10]. Diese wirken sich auf die Abkühlgeschwindigkeiten und das Temperaturniveau der Umwandlungspunkte aus und führen somit zu einer besseren Durchhärbarkeit sowie zur Bildung von Karbiden, welche die Verschleißbeständigkeit der Werkzeuge erhöhen können [9, 10]. Werkzeugstähle weisen i.d.R. eine gute bis hohe Zähigkeit bei gleichzeitig hohen Festigkeiten auf und sind schweißbar. Übliche Werte für die Arbeitshärte liegen bei  $58 \pm 2$  HRC [8].

### 2.2.2 Niedrigschmelzende Legierungen

Niedrigschmelzende Legierungen werden vorwiegend im Prototypen- und Nullserienbereich verwendet, wobei hauptsächlich Zinn-Bismut Bi57Sn43 oder Feinzink Z340 ( $\text{ZnAl}_4\text{Cu}_3$ ) zum Einsatz kommen [1, 10]. Gebräuchliche Handelsnamen sind hierbei *Cerrotru* bzw. *Zamak*<sup>®</sup>. Niedrigschmelzende Legierungen zeichnen sich durch eine gute Abformbarkeit, geringe Nacharbeit und schnelle Herstellungszeiten aus [10]. Schwindung setzt bei der Erstarrung von Zinn-Bismut (Schmelztemperatur  $\vartheta_m = 139$  °C) nicht ein [39]. Dieser Werkstoff ist allerdings sehr kostenintensiv, schlecht spanend bearbeitbar und hat nur geringe Standzeiten (< 50 Teile [34, 40]), sodass die Verbreitung im Werk-

zeugbau gering ist [41]. Für diesen Werkstoff entwickelte die Firma TOYOTA ein Produktionsverfahren, welches Tiefziehwerkzeuge halbautomatisch für den Prototypenbereich herstellen kann [42].

Weitaus verbreiteter ist allerdings der Einsatz von *Zamak*<sup>®</sup>. Bei diesem Werkstoff ist ein Umschmelzen ( $\vartheta_m = 390\text{ °C}$ ) in andere Werkzeuggeometrien ohne Änderung der Werkstoffeigenschaften problemlos möglich [9, 10]. Werkzeuge aus diesem Werkstoff erreichen Standzeiten von 1 000 bis zu 10 000 Tiefziehteilen aus Leichtmetallen und weichen Tiefziehstählen bei nicht zu geringen Werkzeugradialen, [1, 34]. In [40] wurde die Herstellbarkeit von 50 Näpfen mit Flansch aus dem Edelstahl 1.4301 mittels Matrize aus *Zamak*<sup>®</sup> ohne Verschleißerscheinungen nachgewiesen. Problematisch hinsichtlich Maßhaltigkeit und Formgenauigkeit ist jedoch die Herstellung größerer Werkzeuge und bei unterschiedlicher Masseverteilung aus *Zamak*<sup>®</sup>, sodass solche Werkzeuge üblicherweise mit Aufmaß und anschließender spanender Bearbeitung gefertigt werden [43]. Des Weiteren existieren noch Verfahren, bei denen die Werkzeuge aus niedrigschmelzenden Legierungen mit Kunststoffen im Frontgussverfahren (s.a. Kapitel 2.2.5) umhüllt sind [42]. Zur Umformung von höchst- und höherfesten Werkstoffen sind Werkzeuge aus niedrigschmelzenden Legierungen generell nur bedingt geeignet [39]. Abhilfe können hierbei Stahlleisten bieten, die in hochbelasteten Bereichen des Werkzeugs, wie sie insbesondere an scharfen Biege- und kleinen Rundungsradien vorliegen, eingesetzt werden bzw. als Armierung dienen. Technologisch und wirtschaftlich sinnvoller ist es hierbei, diese Verstärkungen nach dem Abguss der Werkzeuggeometrie anzubringen [10]. Kupfer und Aluminiumlegierungen wie CuAl11Fe6Ni6-C-Mehrstoff-Aluminiumbronze zeigen gute Gleiteigenschaften und können hohe Flächenpressungen ertragen [34]. Die auch zu dieser Gruppe gehörenden, unter den Handelsnamen *Ampco 22*<sup>®</sup>, *Ampco 25*<sup>®</sup> und *Albromet 380*<sup>®</sup> bekannten Legierungen werden insbesondere als Werkzeugaktivteile zur Umformung von Edelstahlblechen eingesetzt [34]. Diese finden hier aufgrund geeigneter tribologischer Eigenschaften, die vor allem Fremdrost verhindern, ihre Anwendung [44].

### 2.2.3 Hartmetalle

*Hartmetalle* werden aufgrund ihrer hohen Härte und Verschleißbeständigkeit vorwiegend in hochbeanspruchten Bereichen im Werkzeug verwendet, die neben der hohen Verschleißbeständigkeit auch eine hohe Druckfestigkeit aufweisen [9]. Hartmetalle sind Verbundwerkstoffe, die neben den Hartstoffen wie Wolframkarbid (WC), Titankarbid (TiC) oder Tantalkarbid (TaC) eine Bindephase aus Kobalt (Co) oder Nickel (Ni) aufweisen. Die weiche Bindephase bettet die Karbide ein und sorgt für die Zähigkeit des Verbundes. Die Härte, Druckfestigkeit und Verschleißbeständigkeit wird durch den Anteil der Karbide bestimmt. In der Regel werden Hartmetalle durch Sintern hergestellt [10, 45]. Im Bereich der Umformtechnik werden vorwiegend WC-Co-Hartmetalle unterschiedlicher Verhältnisse, welche als Hartmetalle der Gruppe G gekennzeichnet sind, eingesetzt [10]. Die Verhältnisse

von Wolframkarbid zu Kobalt liegen hier im Bereich von 80/20 bis zu 88/12, wobei ein höherer Kobaltgehalt zu einem zäheren Hartmetall führt. Für Tiefziehmatrizen werden in der Regel WC-Co-Hartmetalle G20 oder G30 verwendet, die einem Verhältnis von WC zu Co von rund 85/15 bzw. 82/18 entsprechen [10]. Die Hartmetalleinsätze werden je nach Anwendungsfall mechanisch z.B. durch Schrumpfen, Pressen, Schrauben oder Klemmen, durch Löten oder das Umgießen mit Kunstharzen befestigt [10]. Die Herstellkosten für Werkzeuge aus Hartmetall liegen in etwa 30 % über denen konventioneller Stahlwerkzeuge [46].

#### 2.2.4 Keramiken

Eingesetzte *Keramiken* im Bereich des Werkzeugbaus sind technische Oxid- und Nichtoxidkeramiken wie Aluminiumoxid ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ), Zirkonoxid ( $\text{ZrO}_2$ ), Siliziumkarbid ( $\text{SiC}$ ) und Siliziumnitrid ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ) [9]. Als Keramik werden Werkstoffe verstanden, die durch Hitzeeinwirkung zwischen 800 °C und 2000 °C aus anorganischem, nicht metallischem Pulver hergestellt werden [45]. Keramiken können nicht plastisch verformt werden, sind äußerst spröde und weisen eine hohe Kerbempfindlichkeit auf, zeichnen sich allerdings auch durch eine hohe Druckfestigkeit, Verschleißfestigkeit und nichtmetallischen Bindungscharakter aus [9, 45]. Darüber hinaus bieten keramische Werkzeuge das Potenzial einer schmierstoffreduzierten Umformung [47]. Eine prozesssichere, schmierstofffreie Umformung ist – zumindest bei Aluminiumwerkstoffen – aufgrund einsetzender Adhäsion nicht zu erwarten [24].

In der industriellen Blechumformung werden Keramiken bisher nur vereinzelt eingesetzt. Aktuelle Forschungen und Entwicklungen zeigen allerdings das hohe Einsatzpotenzial dieser Werkstoffe [9, 48, 49]. So konnte in [48] gezeigt werden, dass beim Einsatz von keramischen Matrizen die Stempelkräfte bei der Umformung von Näpfen reduziert werden. Des Weiteren konnte die Standzeit von Tiefziehwerkzeugen, welche in produktiver Umgebung eingesetzt werden, mindestens um das 35-Fache gegenüber einem beschichteten Werkzeug mit Standzeiten von 100 000 Teilen erhöht werden [41]. Die freiformflächigen Funktionsflächen sind hierbei aus Vollkeramiksegmenten aufgebaut. Ähnliche Ergebnisse werden in [23] erzielt. Hier konnten 1,8 Millionen Bauteile mittels eines keramischen Werkzeugs ohne Nacharbeit hergestellt werden. Für dieselbe Anzahl an Bauteilen musste ein durch ein CVD-Verfahren mit TiC-TiN beschichtetes Werkzeug sechsmal nachbearbeitet werden, wobei sich die Standzeit des Werkzeugs zwischen zwei Beschichtungszyklen permanent verringerte. Im Rahmen eines BMWi-Forschungsprojekts [50] wurden verschiedene Konzepte zur Realisierung von Keramik-Metall-Verbunden bei Großtiefziehwerkzeugen untersucht. Hierbei sollten die Keramiken zur Wirtschaftlichkeitssteigerung nur in hochbelasteten Bereichen eingesetzt werden. Es konnten Vor- und Nachteile einzelner Fügmethoden für Keramik-Metall-Verbunde herausgearbeitet werden, sodass auch für große Werkzeuge Keramiken wirtschaftlich bei entsprechenden Stückzahlen einge-

setzt werden können. Als problematisch wird hingegen in [51] die fehlende Möglichkeit des Abbaus von Lastspitzen bei keramischen Werkzeugen gegenüber beschichteten Stahlwerkzeugen angesehen.

### 2.2.5 Polymerwerkstoffe

Tiefziehwerkzeuge aus *Polymerwerkstoffen* werden vor allem im Bereich des Prototypenbaus, in der Kleinserie und für Sonderbereiche wie den Flugzeugbau seit Mitte des 20. Jahrhunderts mit dem Beginn der industriellen Herstellung von Epoxidharzen angewendet [10]. Seit den Siebzigern werden auch Polyurethane (PUR) in der Prototypenfertigung eingesetzt. Aufgrund der besseren Ver- und Bearbeitbarkeit, geringerer gesundheitlicher Belastung sowie höherer Verschleißbeständigkeit und Steifigkeit verdrängten diese Kunststoffe seit den 90er-Jahren die Epoxidharze immer mehr aus dem Werkzeugbau [52].

Epoxidharze gehören zur Gruppe der Duroplaste. Polyurethane können je nach chemischer Zusammensetzung verschiedene Zustandsformen wie Schaumstoffe und massive PUR annehmen, wobei nur massives PUR für den Werkzeugbau relevant ist [53]. Teilweise können Polyurethane recycelt werden [43]. Neben diesen Kunststoffen werden in der Prototypenfertigung auch Polyamide (PA), welche zu der Gruppe der Thermoplaste gehören, eingesetzt. Diese werden als Blockmaterial bereitgestellt. Der *E*-Modul dieser Kunststoffe ist dabei deutlich geringer als bei Duroplasten [34]. Elastomere wie Chloropren-Kautschuk (CR) oder Urethan-Kautschuk werden nur als Gegenform und als nicht unmittelbar an der Umformung beteiligte Maschinenelemente eingesetzt, auf die hier nicht weiter eingegangen wird [34].

#### 2.2.5.1 Herstellverfahren

Polymere Tiefziehwerkzeuge werden entweder aus Blockmaterialien oder aus Gießsystemen hergestellt. Die Blockmaterialien können in verschiedenen Größen beim Hersteller bezogen und bei Bedarf miteinander verklebt werden. Die Werkzeuggeometrie wird spanend erzeugt [54]. Werkzeuge, basierend auf Gießsystemen, haben den Vorteil einer besseren Werkstoffausnutzung und können flexibler auf die Anforderungen des Umformprozesses eingestellt werden [54]. Die Gießsysteme bestehen mindestens aus zwei Komponenten (Harz und Härter), denen zusätzlich Füllstoffe zugesetzt werden können. Die eingesetzten Füllstoffe sind i.d.R. metallischer, mineralischer oder keramischer Natur und dienen der Modifizierung der technischen Eigenschaften des Polymergemisches, zur Streckung des Polymerwerkstoffs sowie zur Realisierung von Designaspekten [52, 54].

Bei den Gießsystemen werden die drei Verfahren *Massivguss*, *Gel-Coat* und *Frontguss* unterschieden, Abbildung 2.7. Allen Verfahren gemein ist, dass zunächst eine Gießform benötigt wird, welche z.B. durch spanende Bearbeitung, Abformen von Positivformen oder generative Verfahren

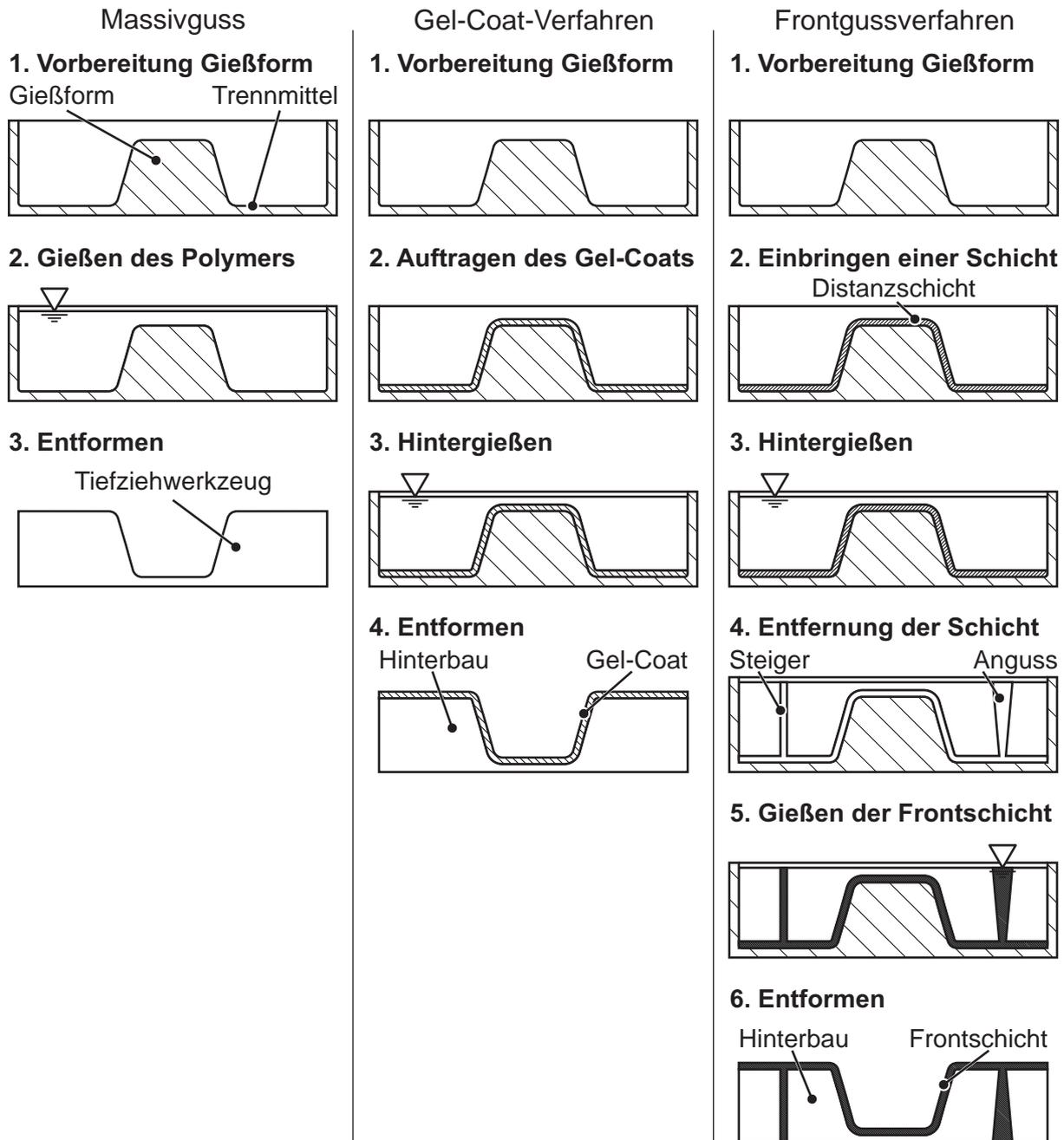


Abbildung 2.7: Gießverfahren zur Herstellung von polymeren Tiefziehwerkzeugen nach [54]

erfolgen kann [55]. Vor dem Gießvorgang wird die Gießform mit geeigneten Trennmitteln behandelt, sodass ein späteres Entformen möglich ist. Beim *Massivguss* wird die Gießform zunächst mit flüssigem Polymer gefüllt. Der Kunststoff härtet über mehrere Stunden aus und wird anschließend entformt. Beim Härten kann es zu reaktionsbedingten Schwindungen kommen, die durch den Einsatz von Füllstoffen minimiert werden können [55]. In der Praxis werden Massivgussysteme am

häufigsten eingesetzt, da diese als homogenes Gießsystem gleichermaßen die Anforderungen an ein Hinterbaumaterial sowie an die Wirkflächen erfüllen können und nur geringe Schritte der manuellen Bearbeitung erfordern [54, 56]. Beim *Gel-Coat*-Verfahren wird zunächst die Oberfläche mit einem Gel-Coat 1–3 mm bestrichen, welches sich durch besondere Härte, Gleiteigenschaften und Verarbeitbarkeit auszeichnet [55], Abbildung 2.7. Gel-Coats sind thixotrop, sodass diese an steilen Flächen nicht ablaufen [57]. Der Hinterbau wird mit konventionellen Polymerwerkstoffen, je nach Verfahren, nach dem Angelieren oder Aushärten der Gel-Coats hergestellt [54, 57]. Das *Frontguss*-Verfahren stellt das genaueste und zeitaufwendigste Verfahren dar [55]. Hierbei wird die Gießform zunächst mit einer Distanzschicht z.B. aus Wachs (ca. 10 mm) belegt und anschließend mit Polymerwerkstoffen hintergossen. Nach dem Aushärten wird die Distanzschicht entfernt, Steiger und Angüsse in den Hinterbau eingebracht und der Hohlraum mit einem geeigneten Oberflächenharz gefüllt. Anschließend wird der Verbund entformt [54].

#### 2.2.5.2 Wirtschaftlichkeit

Aufgrund der geringeren Verschleißbeständigkeit von Polymeren gegenüber konventionellen Werkzeugwerkstoffen ist für den wirtschaftlichen Einsatz polymerer Werkzeuge insbesondere die angestrebte Teilstückzahl zu beachten [55]. Polymerwerkzeuge bieten eine schnellere Verfügbarkeit bei i.d.R. geringeren Werkstoffkosten und erfordern eine geringere Einarbeitungszeit zur Herstellung von Gutteilen [54, 58]. So reduzierte sich der Tuschieraufwand in [59] beim Einsatz von polymeren Tiefziehwerkzeugen gegenüber konventionellen Tiefziehwerkzeugen um mindestens 75 %. Als Ursache wird die adaptive Flächenpressung aufgrund der höheren Werkzeugelastizität angesehen. Zwar werden die Werkstoffkosten für Polymerwerkzeuge hier als doppelt so hoch wie für Stahlwerkzeuge angesetzt, bieten aber aufgrund der Einsparungen bei der mechanischen Bearbeitung und dem Tuschierprozess ein Einsparpotenzial von 25–50 % bei einer Zeitersparnis von über 50 % [59]. In [60] wird eine Kosteneinsparung beim Einsatz von Kunststoffwerkzeugen von 50–60 % anhand eines Türinnenblechs und Wärmeabschirmblechs berechnet. Ein Vergleich der Werkstoff- inklusive Hilfsstoffkosten anhand eines Demonstratortiefziehwerkzeugs in [61] zeigt, dass die Kosten in der Reihenfolge: Kaltarbeitstahl 1.2379, unlegierter Werkzeugstahl 1.1730 sowie PUR-Plattenmaterial und -Gießsystem, jeweils im Gel-Coat-Verfahren, abnehmen. Die Herstellzeiten steigen vom Gießsystem (9,5 h), Plattenaufbau (16,5 h) hin zu den Stahlssystemen (beide 24 h) an [61]. In [62] konnten durch den Einsatz von Werkzeugen aus Kunststoffen für die Umformung von Aluminium Al99,5 ( $s_0 = 0,5$  mm) bei einer angestrebten Stückzahl von 20 000 Wärmeabschirmblechen für den Einsatz in der Automobilindustrie die Herstellkosten um 67 % und die Herstellzeit um 60 % im Vergleich zum Werkzeugstahl X153CrVMo12 verringert werden [62]. In [63] war für ein Tiefziehwerkzeug auf Poly-

merbasis aufgrund der höheren Elastizität gegenüber einem Referenzwerkzeug aus Kaltarbeitsstahl keine Einarbeitungszeit erforderlich. Beim Referenzwerkzeug betrug die Tuschierzeit 69 h, sodass insgesamt dieses Werkzeug um den Faktor zehn teurer war.

### 2.2.5.3 Einsatz- und Versagensverhalten

Die Festigkeiten und Steifigkeiten von polymeren Tiefziehwerkzeugen liegen mit maximalen Druckfestigkeiten von rund  $\sigma_{m,D} = 120$  MPa und  $E$ -Modulen von  $E_{\max} = 13$  GPa deutlich unter denen konventioneller Tiefziehwerkzeuge, sodass beim Einsatz von polymeren Werkzeugen Eigenheiten zu beachten sind [54, 64]. Insbesondere bei Tiefziehbeanspruchungen ist eine Überschreitung der maximal zulässigen Druckspannung eine häufige Ursache für das Versagen polymerer Werkzeuge [52]. Sehr empfindlich reagieren Kunststoffwerkzeuge im Gegensatz zu konventionellen Tiefziehwerkzeugen auf die Bildung von Falten im Niederhalterbereich. Treten Falten im Niederhalterbereich auf und werden diese über den Ziehring gezogen, kommt es aufgrund lokaler Spannungsüberhöhung i.d.R. zu irreversiblen Beschädigungen der Werkzeuge [59].

Allgemein werden beim Einsatz von polymeren Werkzeugen aufgrund der höheren Elastizität gegenüber Stahl- und Gusswerkzeugen adaptivere Flächenpressungen erreicht [55]. Die höhere Werkzeugelastizität bewirkt allerdings auch, dass scharfkantige Verprägungen in den Blechformteilen nicht realisierbar sind [59]. Abweichungen der Blechformteile von der Sollgeometrie sind bei Werkzeugen aus Kunststoffen vorwiegend auf elastische Werkzeugdeformationen zurückzuführen [52].

Gegenüber metallischen Werkzeugwerkstoffen haben polymere Tiefziehwerkzeuge einen geringeren Verschleißwiderstand, sodass sich polymere Werkzeugwerkstoffe für die Umformung höherfester Stahlwerkstoffe aufgrund zu hohen Verschleißes i.d.R. nicht eignen [54, 63].

### 2.2.5.4 Einsatz von Füllstoffen

Als Füllstoffe werden z.B. Aluminium-, Stahl- oder Eisenpulver, Aluminiumhydroxid, Quarzsand, Talkum und Glashohlkugeln eingesetzt [52]. Durch die Beimengung von Füllstoffen können zum einen die Werkstoffeigenschaften modifiziert oder Polymerwerkstoffe eingespart werden [55]. Hierbei wird zwischen dem Einsatz der Füllstoffe im Hinterbau und im Bereich der Wirkfläche unterschieden. Durch den Einsatz von Füllstoffen im Hinterbau sollen die mechanischen Eigenschaften modifiziert und/oder Polymerwerkstoffe eingespart werden. Füllstoffe in der Wirkfläche zielen auf eine Verbesserung der tribologischen Eigenschaften ab.

Mit steigendem Füllstoffgehalt erhöhen sich i.d.R. die Druckfestigkeit und der Druckmodul bis zu einem Maximum. Eine weitere Erhöhung des Füllstoffgehalts führt zu einer Verringerung der Kennwerte, da nun keine ausreichende polymere Bindungsmatrix zwischen den Füllstoffen mehr

vorliegt [54]. Quarzsand als Werkstoff für den Hinterbau erhöht zwar den Elastizitätsmodul der Werkzeuge, hat jedoch auch eine innere Kerbwirkung, sodass die Zugfestigkeit und die Duktilität herabgesetzt werden [55]. Aufgrund des hohen linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten wird in [54] generell vom Einsatz von Quarzsand ebenso wie Cristobalit als Füllwerkstoff für die Verwendung im Hinterbau abgeraten.

Ungefüllte Wirkflächen haben einen günstigen Einfluss auf die Reibung im Tiefziehprozess. Die Reibkoeffizienten liegen signifikant unter denen von metallischen Werkzeugwerkstoffen, sodass diese i.d.R. höhere Grenzziehverhältnisse als Stahlwerkzeuge erreichen können [55]. Durch den Einsatz von Füllstoffen im Bereich der Wirkfläche wird der Reibwert i.d.R. erhöht, da Füllstoffe aus der Wirkfläche herausbrechen können. Diese führen dann zu einem abrasiven Verschleiß [61]. Herausbrechende Partikel reduzierten in [65] die Werkzeugstandzeiten signifikant und führten im Falle von Füllstoffen auf Aluminiumbasis (Aluminiumpulver und -hydroxid) zu Adhäsion. Daher wird in [59] und [65] auch vom Einsatz von Graugusspulver, Quarz und Aluminiumoxid in der Wirkfläche abgeraten. Andererseits konnten in [66] durch Werkzeuge, basierend auf PTFE-gefüllten Epoxidharzen, bei der Umformung organisch beschichteter Aluminiumbleche niedrigere Reibwerte und höhere Grenzziehverhältnisse gegenüber TiAlN/TiCN- oder DLC-beschichteten Stahlwerkzeugen erzielt werden. In [60] hatte der Einsatz von MoS<sub>2</sub> und Graphit eine reibungsmindernde Wirkung, was sich positiv auf die Verschleißbeständigkeit auswirkte. Des Weiteren konnte hier durch den Einsatz von nicht näher spezifizierten Partikeln mit Abmessungen im Nanobereich ein Ausreißen von Partikeln nahezu verhindert werden, da diese Partikel sich in das Kunststoffmolekül integrieren und nicht nur einbetten. Dies führte zu einem reduzierten Verschleiß der Werkzeuge.

#### 2.2.5.5 Einsatz von Beschichtungen

Die Ansätze zur Erhöhung der Verschleißbeständigkeit von polymeren Tiefziehwerkzeugen mittels beschichteter Wirkflächen lassen sich in direkte und indirekte Verfahren unterteilen und befinden sich häufig noch im Forschungsstadium, Abbildung 2.8.

Bei den direkten Verfahren wird die Beschichtung direkt auf den polymeren Werkzeuggrundkörper appliziert. Vorteile sind hierbei, dass eine Negativform bei der Verwendung von Blockmaterialien nicht erforderlich ist und eine Nach- und Aufbereitung vergleichsweise einfach durchgeführt werden kann. Die Auswahl der eingesetzten Beschichtungstechnologien und -werkstoffe ist beschränkt, da z.B. die geringere Thermostabilität von Kunststoffen den Einsatz hochschmelzender Beschichtungswerkstoffe verhindert. Aufgrund unzureichender Schichthaftung und der gegenüber indirekten Verfahren niedrigeren Geometriegenauigkeiten konnten direkte Ansätze bisher nicht erfolgreich eingesetzt werden. Beispiele dieser direkten Ansätze sind in [59, 60, 67, 68] zu finden.

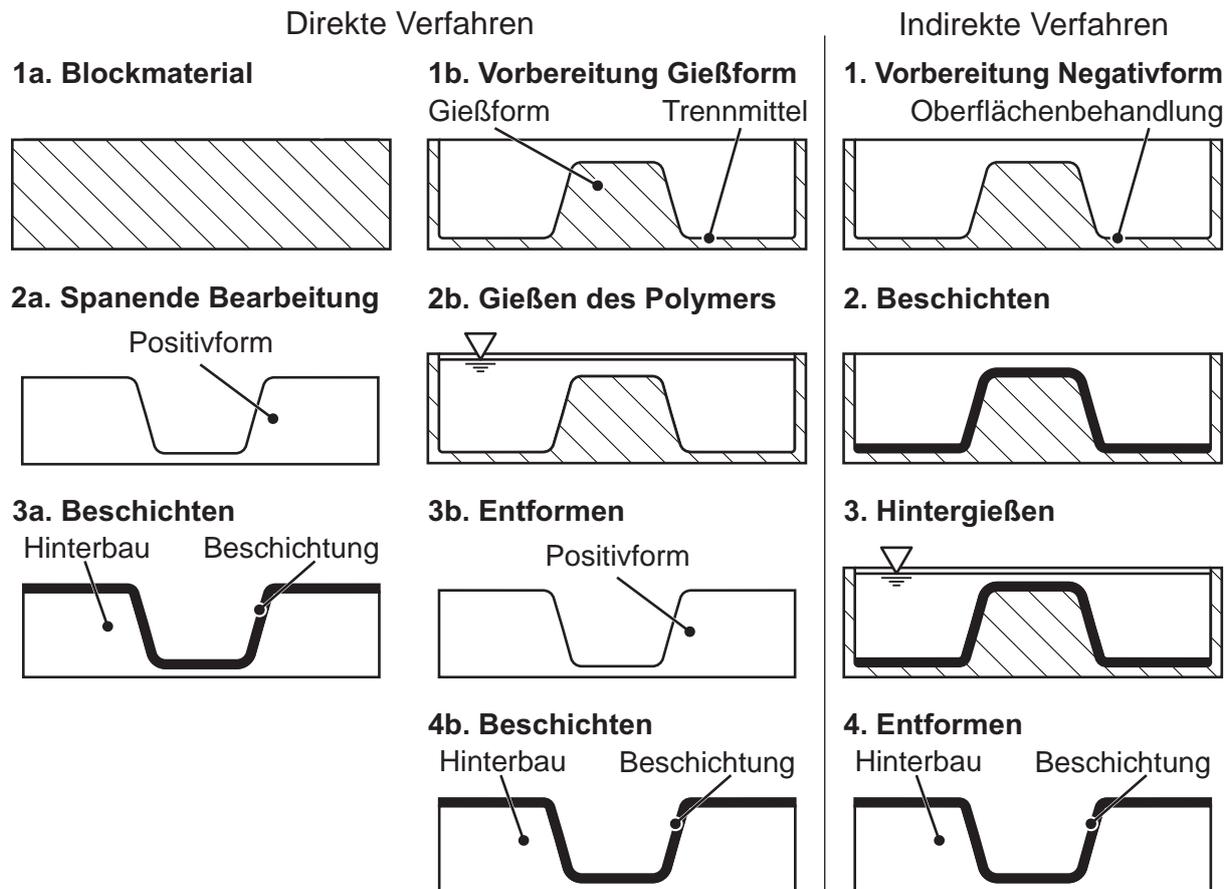


Abbildung 2.8: Direkte und indirekte Beschichtungsverfahren für polymere Tiefziehwerkzeuge

Bei den indirekten Ansätzen wird zunächst eine Negativform analog wie beim Gießformen erstellt, diese anschließend beschichtet und in einem finalisierenden Schritt mit einem geeigneten Polymer hintergossen. Durch diesen Ansatz besteht eine größere Flexibilität hinsichtlich der einsetzbaren Werkstoffe sowohl für die Beschichtung als auch für den Grundkörper. Des Weiteren sind inhomogene Schichtdicken weniger kritisch, da die Fertigungsgenauigkeit bezüglich der Geometrie von der Negativform abhängt. Dies ist insbesondere bei thermischen Spritzverfahren von Vorteil, da diese i.d.R. raue Oberflächen erzeugen. Indirekte Verfahren werden u.a. in [42, 69–73] untersucht.

Im Folgenden werden die einzelnen Ansätze direkter und indirekter Verfahren detaillierter dargestellt. Eine Übersicht der Ansätze ist in Tabelle 2.1 gegeben.

Aufgrund zu geringer Haftung und zu rauer Oberflächen, die eine nachträgliche Bearbeitung erfordern, erwies sich das *direkte* Flamm- und Plasmaspritzen in [68] als nicht zielführend zur Erhöhung der Verschleißbeständigkeit von polymeren Tiefziehwerkzeugen. Hierbei führten insbesondere Eigenspannungen aufgrund der unterschiedlichen Kontraktion der Beschichtung und des Grundwerkstoffs zum vorzeitigen Ablösen der Beschichtung [59]. Ähnliche Ergebnisse wurden in [60] er-

Tabelle 2.1: Angewendete Beschichtungsverfahren für polymere Tiefziehwerkzeuge

Direkte Verfahren	Indirekte Verfahren
Thermische Spritzverfahren	Thermische Spritzverfahren
<i>Lichtbogenspritzen</i>	<i>Lichtbogenspritzen</i>
<i>Flammspritzen</i>	<i>Plasmaspritzen</i>
<i>Plasmaspritzen</i>	Gasphasenabscheiden
Gasphasenabscheiden	<i>CVD</i>
<i>PVD</i>	Galvanik
<i>CVD</i>	

zielt. Hier wurde der Ansatz untersucht, mittels Plasmaspritzen Beschichtungen auf Kunststoffe zu applizieren. Trotz verschiedener Beschichtungsstrategien wie Applizieren einer Zwischenschicht, in Kunststoff eingebetteter Drahtgewebe oder aufgeklebter Stahlbleche konnte keine zufriedenstellende Haftung der Beschichtung aufgrund der zu geringen Härte und Temperaturbeständigkeit der Kunststoffkörper realisiert werden. In [74] wurde polyurethanes Blockmaterial mittels PVD-Verfahren mit Kupfer und Chrom beschichtet. Die Haftfestigkeit war auch hier ungenügend. Im abgeschlossenen EFDS/AiF Forschungsvorhaben 13174 BG sollte eine Steigerung der Standzeiten von polymeren Tiefziehwerkzeugen durch die direkte Applikation von Hartstoffschichten auf die Funktionsflächen der Werkzeuge erreicht werden [67]. Die eingesetzten Schichtsysteme – diamantähnliche Kohlenstoffschichten (DLC), Silizium (Si-DLC) und Titan (Ti-DLC)-dotierte DLC-Schichten, Chrom(III)-nitrid (CrN), Nickel (Ni)- und Chrom (Cr)-Schichten – wurden mittels PVD bzw. plasmaunterstützter CVD-Verfahren auf die polyurethanbasierten Kunststoffe in einer Schichtdicke zwischen 2–4  $\mu\text{m}$  appliziert, konnten jedoch die gestellten Anforderungen nicht erfüllen.

Bei den *indirekten* Verfahren haben Galvanoschalen-Tiefziehwerkzeuge einen hohen Reifegrad erreicht [70, 75], Abbildung 2.9. Der angestrebte Einsatzbereich dieser Werkzeuge liegt im Bereich zwischen Werkzeugen für die Prototypen- und Großserie [75]. Der Ansatz basiert auf Anwendungen in der Kunststoffspritztechnik [76]. Die Galvanoschalen bestehen aus einer verschleißfesten, metallischen Schale als Wirkfläche mit einer Dicke von rund 5 mm Dicke, die von einem polymeren Grundkörper hinterbaut ist [75]. Zur Herstellung der metallischen Schale wird auf einer Negativform aus Kunststoff zunächst mittels Silberleitlack eine elektrisch leitfähige Schicht appliziert. Anschließend wird in einem galvanischen Prozess Nickel auf der Oberfläche der Lackschicht abgeschieden. Die Schichtdicke kann durch die Prozessdauer (1 mm / Woche) eingestellt werden [71]. Galvanoschalen mit

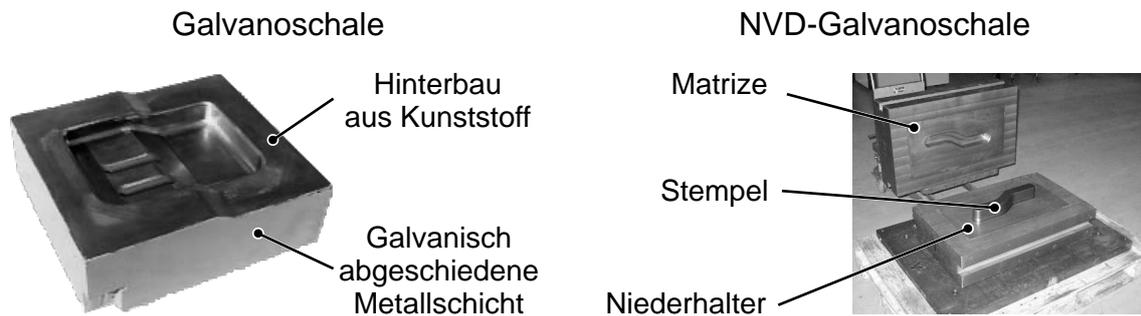


Abbildung 2.9: Konventionelles Galvanowerkzeug [55] und NVD-Galvanowerkzeug [77]

Nickel-Kobalt-Legierungen erreichen eine Härte von rund 48 HRC, bei Sulfamat-Nickel-Legierungen liegt diese bei 25 HRC [55]. Zur Herstellung der Negativform wird in [69] über Zwischenschritte das Rapid-Tooling-Verfahren Stereolithografie (SLA) (s.a. Kapitel 2.4) angewendet. Mittels Galvanoschalen konnten in [55] Tiefziehteile aus dem härtesten, kaltgewalzten Tiefziehstahl H340 gezogen werden. In Praxisversuchen konnten über 160 000 Teile einer Türverstärkung aus DC05 (Blechdicke  $s_0 = 0,9$  mm) mittels Galvanoschalenwerkzeugen umgeformt werden [55].

Eine Weiterentwicklung der durch Galvanik im Galvanobad hergestellten Galvanoschalen stellen NVD-Galvanoschalen dar [71]. Hierbei wird mittels *Nickel-Vapour-Deposition* (NVD) im CVD-Verfahren Nickel auf ein temperiertes, gut wärmeleitfähiges Negativmodell aus z.B. Aluminium abgeschieden. Anschließend wird die mehrere Millimeter dicke Nickelschicht auf einen geeigneten Hinterbau appliziert, wobei unterschiedliche Befestigungsvarianten wie klebend oder schwimmend aufgelegt existieren. Gegenüber der Herstellung im Galvanobad können mit 0,25 mm/h deutlich höhere Abscheidungsraten erzielt werden. Ein weiterer Vorteil sind gleichmäßigere Schichtdicken. Nachteilig sind die begrenzte Kammergröße verfügbarer NVD-Beschichtungsanlagen, sodass nur Werkzeuge bis zu einer Größe von 1 900 mm x 1 200 mm realisiert werden können, die Gefahr eines Wärmeverzugs während der Herstellung sowie die um rund 30 % höheren Kosten. Im Vergleich zu einem konventionellen Werkzeugs aus EN-GJS-700-2 sind die Kosten um ca. 20 % niedriger. Die NVD-Galvanoschalen können direkt auf der Wirkfläche eine Mikrohärtigkeit von 500 HV 0,1 erreichen, was einer Härte von 49 HRC entspricht. Andere Bereiche der Nickelschale haben eine Härte von rund 27 HRC. Mittels dieser Werkzeuge konnten 1 130 Blechformteile aus HCT600X einer offenen Tunnelgeometrie (*S-Rail*-Geometrie des NUMISHEET '96-Benchmark) ohne Werkzeugschädigung umgeformt werden [77].

In [72] wird die Herstellung von Tiefzieh- und Spritzgießwerkzeugen mittels indirekten atmosphärischen Plasmaspritzens von Eisen-Nickel-Chrom- bzw. Wolframcarbid-Kobalt-Schichten untersucht. Die Herstellung erfolgt hierbei aufwendig über mehrere Prozessschritte, wie z.B. Sintern. Die For-

schungsarbeiten zeigen die erfolgreiche Herstellung dieser Werkzeuge. Ein Nachweis über die Eignung dieser Werkzeuge für Umformprozesse wird allerdings auch nicht in [78] erbracht.

Ein weiteres Herstellungsverfahren, welches vor allem im Kunststoffformenbau angewendet wird, ist das Metallspritzen [42, 73, 79]. Hierbei werden mittels Lichtbogenspritzen vor allem niedrigschmelzende Zinnlegierungen auf eine Negativform gespritzt, hinterfütert und anschließend entformt. Beim Auftreffen sind die Spritzpartikel nur noch ca. 40–60 °C warm. Realisierbare Schichtdicken liegen im Bereich von rund 4 mm [52]. Zur Herstellung von Spritzgießwerkzeugen für die Kleinserie werden in [80] zunächst Negativformen mittels Stereolithografie oder selektivem Lasersintern hergestellt. Anschließend wird Nickel aufgespritzt und mit Epoxidharz hintergossen.

#### 2.2.5.6 Verfahren zur Abschätzung der Werkzeugstandzeit

Zur Abschätzung der Werkzeugstandzeit von Polymerwerkzeugen existiert eine Reihe von Modellversuchen, wobei als Basis i.d.R. die Betrachtung der Veränderung der Werkzeuggeometrie in Abhängigkeit von der gezogenen Bleche dient.

So werden in den Verschleißuntersuchungen in [54] der Kennwert Volumenverschleiß pro Zyklus und in [52, 59] die abgetragene Fläche am Ziehradius anhand von Streifenzugversuchen mit Umlenkung ermittelt. Unter der Annahme, dass ein linearer Zusammenhang zwischen Ziehkantenvergrößerung und Anzahl der Prüfzyklen existiert, definierte FRANK eine aus Experimenten ermittelte Verschleißrate als Quotient aus Radienänderung und der Anzahl der Prüfzyklen [55]. Die Verschleißrate wird als Basis für die Aufstellung einer Gleichung zur Abschätzung der Ziehkantenvergrößerung von Tiefziehwerkzeugen verwendet. Diese Gleichung berücksichtigt proportional auch den Radius und die mittlere Flächenpressung der Ziehkante sowie die Ziehtiefe und die Anzahl der gezogenen Teile. Die Validierung dieser Gleichung erfolgte anhand von Napfziehversuchen und zeigte eine weitestgehende Übereinstimmung zwischen berechneten und gemessenen Werten.

Als Messgröße zur Abschätzung der Standzeit wird in [64] das Verschleiß-Weg-Verhältnis betrachtet. Dieses ergibt sich aus dem Verhältnis des absoluten linearen Verschleißes zur Gesamtziehlänge (Ziehtiefe multipliziert mit der Anzahl der Hübe). Der absolute lineare Verschleiß wird als der maximale Abstand zwischen der ursprünglichen Sollgeometrie und der Istgeometrie der verschleißenden Ziehkante definiert. Dieser Ansatz soll Vorteile gegenüber der Betrachtung des Volumenverschleißes bieten, da die Bestimmung des räumlichen Fehlvolumens aufwendig ist [81].

#### 2.2.5.7 Simulation

Neben der auch bei konventionellen Tiefziehwerkzeugen üblichen Beurteilung der Machbarkeit des Tiefziehprozesses werden FEM-Simulationen bei polymeren Tiefziehwerkzeugen vor allem zur Beur-

teilung der Werkzeugbelastungen und -deformationen durchgeführt. Letztere wirken sich insbesondere auf die Bauteilgenauigkeit aus. Bei der Modellierung wird häufig nur der Matrize ein linear-elastisches Werkstoffverhalten zugeordnet. Stempel und Niederhalter werden starr ausgeführt. Die Vernetzung der Werkzeuge erfolgt über Hexaeder- (z.B. [39, 82]) oder Tetraederelemente (z.B. [55, 59]). Die Simulationen können gekoppelt ausgeführt werden, sodass für die Berechnung der Werkzeugdeformation und den eigentlichen Umformprozess verschiedene FEM-Programme eingesetzt werden (z.B. in [82]), oder komplett innerhalb einer Simulationsumgebung, wie z.B. in [55]. Zur Ermittlung der Werkzeugbelastung wird in [83] die Werkzeugbelastung mit Ansätzen aus [84] über Umwege bestimmt, da bei der verwendeten Simulationssoftware keine Abbildung elastischer Werkzeuge möglich ist. In [59] sind die Werkzeuge aus Tetraederelementen aufgebaut, bei Verwendung eines linear-elastischen Materialgesetzes. Ein Vergleich des elastisch modellierten Prozesses mit einer parallel durchgeführten Simulation unter Verwendung starr modellierter Werkzeuge zeigt, dass zur reinen Beurteilung des Umformverhaltens des verwendeten Aluminiumblechess die starr modellierten Werkzeuge ausreichend sind.

### 2.2.6 Sonderwerkstoffe

Neben den in der VDI-Richtlinie 3388 [34] aufgeführten Werkzeugwerkstoffen existieren weitere, die vereinzelt für den Einsatz in Umformwerkzeugen verwendet werden, teilweise bisher aber noch nicht über den Status aktueller Entwicklungen hinaus sind.

*Beton* wird im Werkzeugbau für Gestellbauteile seit etwa Anfang der 70er-Jahre eingesetzt, wobei neben den wirtschaftlichen Aspekten hier insbesondere die hohen Dämpfungseigenschaften dieses Werkstoffs ausgenutzt werden [85]. Beton lässt sich im Werkzeugbau in die beiden Arten Zementbeton und Mineralguss, welcher auch als Reaktionsharzbeton, Polymerbeton oder Polymerguss bezeichnet wird, unterteilen. Zementbeton wird mit Wasser abgebunden und daher auch Hydraulikbeton genannt. Beim Mineralguss übernehmen Kunstharze, wie z.B. Epoxidharz, die Bindungsfunktion [86]. Sowohl Zementbeton als auch Mineralguss erreichen bei der Abformung eine hohe Maßgenauigkeit, sodass Toleranzen von 0,1–0,3 mm bei 1 000 mm erreicht werden können [87]. Die endgültigen Eigenschaften, wie z.B. der  $E$ -Modul, von konventionellem Zementbeton stellen sich erst nach 30 bis 60 Tagen ein [87].

Beispiele industriell eingesetzter Zementbetonwerkzeuge für die Umformtechnik sind u.a. in [88] im Bereich der Kleinserienfertigung (Matrize aus Zementbeton) und in [42] sowie in [89] für die Umformung von Seitenwänden bzw. Kotflügel (> 3 000 Teile) zu finden. In [90] wurde das Potenzial von hochfestem Beton (HPC) für den Einsatz als Tiefziehwerkzeug untersucht. Bei Verwendung einer HPC-Matrize und einem HPC-Stempel, wobei die Wirkflächen aus einer Gel-Coat-Schicht (s.a.

Kapitel 2.2.5) auf Polymerbasis aufgebaut waren, konnten über 16 000 Blechformteile einer Demonstratorgeometrie hergestellt werden. Limitierender Faktor war dabei die Gel-Coat-Schicht. Angepasste Rezepturen von ultrahochfestem Beton (UHPC) für den Einsatz in der Hochdruckblechumformung wurden in [91] entwickelt und in [92] hinsichtlich ihres Materialverhaltens untersucht. Hierbei konnte mittels Umformversuchen die Funktionsfähigkeit einer Werkzeugmatrize aus UHPC nachgewiesen werden. Ohne den Einsatz von Ziehfolien oder Blechzwischenlagen führte die Oberfläche des Betons zu unbefriedigenden Oberflächenqualitäten der eingesetzten Bleche [93]. Der Ansatz in der Offenlegungsschrift in [94] verfolgt die schnelle Herstellung von Tiefziehwerkzeugen mit den positiven Eigenschaften konventioneller Werkzeuge. Bei dem gewählten Ansatz soll nur eine formgebende Schale, welche zwischen 30–100 mm dick sein soll, in konventioneller Weise mittels Stahl- oder Eisenwerkstoff hergestellt werden, wodurch herkömmliche Möglichkeiten zur Reparatur und Instandhaltung beibehalten werden können. Die steifigkeitsbestimmende Abstützung der Schale soll durch Mineralguss oder Polymere erfolgen.

*Schichtholz* als Werkzeugwerkstoff wird teilweise in der Luftfahrtindustrie [39] und im Prototypenbereich [95] eingesetzt. Die Basis bilden hier Buchenfurniere. Neben geringen Materialkosten und hohem Zerspanvolumen bietet dieser Werkstoff den Vorteil guter tribologischer Eigenschaften bei der Umformung von Aluminiumblechen. Mittels Schichtholz konnten in [40] ähnliche Standzeiten bei der Umformung von weichem Tiefziehstahl DC01 und Edelstahl 1.4301 wie mit Matrizen aus niedrigschmelzenden Legierungen erzielt werden. In Untersuchungen in [96] wird Robinienholz als Tiefziehstempel eingesetzt und die grundsätzliche Machbarkeit des Verfahrens anhand 200 umgeformter Blechformteile aus konventionellem Tiefziehstahl nachgewiesen. Laminierter Schichtholz konnte in [25] Standzeiten bei der Umformung von weichem Tiefziehstahl DC04 erzielen, welche leicht über denen von Werkzeugen aus Epoxidharz, jedoch deutlich unterhalb denen aus konventionellen Gusswerkstoffen sind. Als Werkzeugwerkstoff für höherfester Werkstoffe eignet sich Schichtholz allerdings nicht [97].

## 2.3 Beschichtungen für Tiefziehwerkzeuge

Zur Erhöhung der Verschleißbeständigkeit von konventionellen Tiefziehwerkzeugen werden neben Verfahren zur Randzonenbeeinflussung wie z.B. Nitrieren, Borieren und Einsatzhärten auch Beschichtungsverfahren angewendet [9]. Industriell eingesetzte Verfahren sind hierbei *Hartverchromen* und insbesondere *chemisches* (CVD) sowie *physikalisches* (PVD) Gasphasenabscheiden [98].

### 2.3.1 Hartverchromen

Beim Hartverchromen wird galvanisch Chrom auf die Werkzeugoberflächen abgeschieden, wobei die Schichtdicke zwischen 5–800  $\mu\text{m}$  liegt [99]. Die Härte des Werkzeugsgrundkörpers hat einen direkten Einfluss auf die Härte der Beschichtung, welche rund 1 000 HV beträgt [9]. Zur Erzielung einer glatten Oberfläche der Beschichtung ist eine glatte Werkzeugoberfläche erforderlich [99]. Vorteile des Hartverchromens sind die niedrigen Prozesstemperaturen gegenüber anderen Beschichtungsverfahren, die bei rund 50 °C liegen und de facto zu keinen thermischen Belastungen führen. Nachteilig ist die im Vergleich zu CVD/PVD-Schichten geringere Härte, niedrigere Standzeiterhöhung und die Gefahr des Abblätterns der Beschichtung an glatten Flächen und scharfen Ecken [9]. In [99] konnte durch den Einsatz hartverchromter Tiefziehwerkzeuge die Standzeit von 40 000 auf 600 000 Werkstücke gesteigert werden.

### 2.3.2 CVD/PVD-Beschichtungen

Beim *chemischen Gasphasenabscheiden* (CVD) werden Feststoffe aus der Gasphase abgeschieden [99]. Geeignete gasförmige Ausgangswerkstoffe – sogenannte Precursor – werden einem Trägergas zudosiert und innerhalb eines Reaktors über die Werkzeuge geleitet. Hier werden die Gase unter Energiezufuhr in einer chemischen Reaktion zersetzt und auf den Werkzeugen abgeschieden [100].

Beim *physikalischen Gasphasenabscheiden* (PVD) werden unter Hochvakuumatmosphäre die metallischen Ausgangskomponenten der Hartstoffschichten mittels physikalischer Verfahren wie z.B. Laser- oder Elektronenstrahl in die Gasphase überführt. Anschließend werden unter Zuführung von Reaktivgasen, welche die nichtmetallischen Komponenten der Hartstoffschichten enthalten, die ionisierten Teilchen mittels elektrischer Felder auf die zu beschichtenden Werkzeuge appliziert [101].

Während CVD-Beschichtungen eher bei Umformwerkzeugen eingesetzt werden, werden Schnitt- und Trennwerkzeuge häufiger PVD-beschichtet [51]. Die Qualität der CVD/PVD-Beschichtungen hängt u.a. von der Festigkeit und Nachgiebigkeit sowie Oberfläche des Grundwerkstoffs des Werkzeugs ab. In erster Näherung gilt hierbei, dass eine höhere Festigkeit das Schichtergebnis begünstigt [35, 98]. Es werden i.d.R. gehärtete Grundwerkstoffe mit einer Härte oberhalb von 54 HRC eingesetzt [102]. Neben einer Erhöhung der Standzeit stark beanspruchter Werkzeuge werden CVD/PVD-Beschichtungen zur Reduzierung der Schmiermittelmenge eingesetzt [98]. Limitierender Faktor für CVD/PVD-Beschichtungen ist häufig die Größe verfügbarer Beschichtungskammern [17]. Zur Beschichtung größerer Werkzeuge werden diese segmentiert ausgeführt. Die Segmente werden einzeln beschichtet, montiert und die Übergänge endpoliert [35]. Tiefziehwerkzeuge werden üblicherweise erst nach der Serienerprobung der Werkzeuge beschichtet [35, 98].

In der Umformtechnik wird Titannitrid (TiN) vorwiegend für unlegierte Tiefziehbleche, Chrom(III)-nitrid (CrN) bei Nichteisenmetallen und Titanaluminiumnitrid (TiAlN) sowie Titan-carbonitrid (TiCN) für hochlegierte Bleche eingesetzt [9, 67]. Erzielbare Härten liegen je nach eingesetzter Beschichtung und Verfahren bei 4000 HV bei Schichtdicken im Bereich von einigen Mikrometern [9]. Da der Bindungsmechanismus auf molekularer Basis und nicht auf mechanischer Verklammerung beruht, ist die Haftfestigkeit zum Grundwerkstoff i.d.R. deutlich höher als bei galvanisch oder mittels thermischen Spritzens hergestellter Schichten [103]. Neben den metallischen Hartstoffschichten werden auch Schichten auf Kohlenstoffbasis wie z.B. Diamond-like-carbon (DLC) oder Wolframcarbidge-Kohlenstoff (WC-C) eingesetzt. Diese werden insbesondere bei der Umformung von Aluminiumwerkstoffen aufgrund ihrer ausgeprägten Eignung zur Verhinderung von Adhäsion verwendet und zeichnen sich durch niedrige Reibwerte und Trockenlaufeigenschaften aus [35].

Beispiele für die Anwendung von CVD/PVD-Beschichtungen zur Erhöhung der Werkzeugstandzeiten sind u.a. in [26, 98, 101, 102, 104] zu finden. So konnte mittels PVD-Beschichtungen in [101] die dreifache Standzeit der Werkzeuge bei geringerem Schmierstoffverbrauch realisiert werden. Durch den Einsatz in [104] von CrN konnte die Verschleißbeständigkeit von Kaltziehmatrizen verdoppelt werden. In [102] wird eine Steigerung der Werkzeugstandzeit von 850 auf 40 000 Halbschalen für Katalysatoren mittels CVD-Beschichtungen angegeben. Hochbeanspruchte Großwerkzeuge können durch den Einsatz von Beschichtungen die 20-fache Standzeit erreichen [26]. Als Richtwert für die Standfestigkeit von TiC-TiN-Beschichtungen, basierend auf CVD-Verfahren, wird in [98] die Herstellung von rund zwei Millionen Längsträgern aus weichen Tiefziehstählen bei Ziehradien größer als  $R_{Zk} \geq 4$  mm angegeben.

### 2.3.3 Thermisches Spritzen

Beim thermischen Spritzen werden Spritzzusätze wie Pulver, Drähte und Stäbe teilweise bis vollständig innerhalb oder außerhalb einer Spritzpistole geschmolzen und als Spritzpartikel auf die zu beschichtende Bauteiloberfläche geschleudert, wobei die Oberfläche nicht aufgeschmolzen wird [105]. Aufgrund der hohen Rauheiten und Inhomogenitäten in der Schichtdicke werden thermische Spritzschichten beim Einsatz als Funktionsflächen i.d.R. mechanisch nachbearbeitet [106]. Einflüsse auf die Schichtqualität haben u.a. die Vorbehandlung des Grundwerkstoffs, die Leistung der Energiequelle, die Zerstäubergase, der Spritzabstand, -winkel und -geschwindigkeit, der Drahtvorschub sowie die Temperaturführung im Grundwerkstoff [107]. Die wichtigsten Qualitätsmerkmale einer Beschichtung sind die Haftung und die Kohäsion [108]. Weitere Merkmale sind Porosität, Härte, Schichtdicke und Rauheit [109]. Thermisch gespritzte Schichten werden üblicherweise in mehreren Überläufen aufgespritzt und weisen dadurch einen lamellenartigen Schichtaufbau auf [110].

### 2.3.3.1 Verfahren

Wichtige Vertreter thermischer Spritzverfahren sind: *Flammspritzen*, *Hochgeschwindigkeitsflammspritzen* (HVOF), *Atmosphärisches Plasmaspritzen* (APS) und *Lichtbogenspritzen* (AS).

Beim *Flammspritzen* werden draht- oder pulverförmige Spritzzusätze dem Brenner zugeführt, mittels einer Brenngas-Sauerstoffflamme abgeschmolzen und durch ein Zerstäubergas auf die Bauteiloberfläche geschleudert [110]. Beim HVOF-Beschichten werden durch konstruktive und verbrennungstechnische Maßnahmen wesentliche höhere Gasdrücke erzeugt, die zu einer feineren Zerstäubung und höheren Spritzpartikelgeschwindigkeiten führen. Hierdurch können Schichten mit Porositäten kleiner als 1 % und hohen Haftfestigkeiten (bis zu 90 MPa) realisiert werden. Übliche Schichtdicken liegen im Bereich von 100–300  $\mu\text{m}$  [107]. Beim APS-Verfahren wird ein Plasma durch einen Lichtbogen zwischen der Spritzdüse und einer Kathode erzeugt. Der pulverförmige Spritzzusatz wird eingedüst, geschmolzen und in Richtung des zu beschichtenden Bauteils beschleunigt. Die Haftfestigkeiten können bei einigen Legierungen bis zu 70 MPa erreichen. Die Porosität liegt im Bereich von 1–7 % bei einer Schichtdicke von 50–500  $\mu\text{m}$  [105, 107].

Die Vorteile des *Lichtbogenspritzens* liegen im Bereich niedriger Betriebskosten und höchster Auftragsraten (8–20 kg / h) bei einem gleichzeitig hohen Wirkungsgrad [111, 112]. Das Prinzip des Lichtbogenspritzens ist in Abbildung 2.10 dargestellt. Zwei Voll- oder Fülldrähte, die als Elektroden dienen, werden in einem Lichtbogen kontinuierlich abgeschmolzen und über ein Gas auf dem Grundwerkstoff geschleudert. Die Haftfestigkeit kann bis zu 70 MPa betragen, bei einer Porosität im Bereich von üblicherweise 10–20 %. Realisierbare Schichtdicken sind 100–1500  $\mu\text{m}$ .

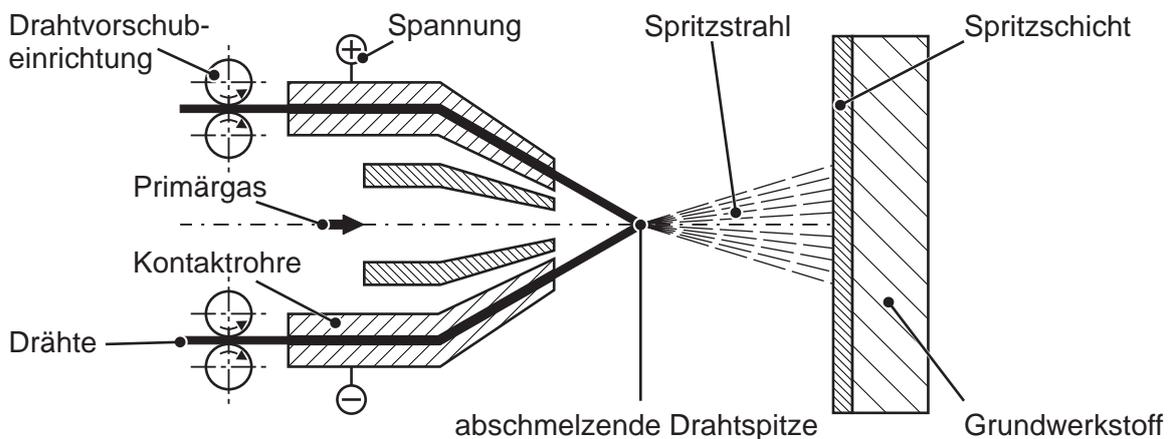


Abbildung 2.10: Lichtbogenspritzen nach DIN EN 657 [105]

### 2.3.3.2 Einsatz im Werkzeugbau

Thermische Spritzverfahren werden im Werkzeugbau nur selten eingesetzt, da ohne Nachbehandlung die Beschichtungsoberfläche sehr rau ist [23]. Des Weiteren haben thermische Spritzschichten den Nachteil, dass diese im Vergleich zu CVD/PVD-Beschichtungen inhomogene und niedrigere Haftfestigkeiten besitzen. Tragfähige thermische Spritzschichten sind mehrere Zehntel dick, sodass das Touchieren der Werkzeuge nicht vor, sondern erst nach dem Beschichten erfolgen kann [17]. Ansätze zur Vermeidung bzw. Minimierung dieser Problematiken werden zurzeit im Sonderforschungsbereich 708 der DFG untersucht [113].

MÜLLER untersuchte den Einsatz von thermisch gespritzten Keramiken als Beschichtung für Tiefziehwerkzeuge [23]. Auch hier war eine Nacharbeitung der Spritzschichten für den Einsatz im Tiefziehprozess erforderlich. Anschließend zeigen diese Beschichtungen ein geeignetes tribologisches Verhalten. Gegenüber monolithischen Keramiken ist die maximal tragbare Flächenpressung allerdings signifikant niedriger (s.a. Kapitel 2.2.4). APS-gespritztes Zirkonoxid ( $ZrO_2$ ) wird industriell z.B. zur Verbesserung der Standzeit von Matrizen für warmstranggepresste Profile aus Stahl eingesetzt. Hier werden robotergestützt 0,5–1 mm dicke Schichten auf gekrümmte Matrizen gespritzt [114]. Thermisch gespritztes NiCrBSi wird in [115] für Drahtziehwerkzeuge eingesetzt. Trotz der hohen Härte der Beschichtung (60 HRC) konnte allerdings aufgrund von Korrosionseffekten keine Standzeiterhöhung realisiert werden. In [116] wurden verschiedene Beschichtungsansätze zur Erhöhung der Standzeiten von Presswerkzeugen für die Gießereitechnik verglichen. Für diese Anwendung stellen mittels HVOF gespritzte und anschließend geschliffene WC-Co-Schichten die geeignetste Lösung dar. Einen signifikanten Einfluss auf die Standzeit hat hierbei das Herstellverfahren des verwendeten Beschichtungspulvers. In [117] wird gezeigt, dass mittels APS-beschichteter Schnecken von Spritzgießmaschinen eine höhere Verschleißbeständigkeit gegenüber unbeschichteten und Cr-plattierten Schnecken erzielt werden kann.

### 2.3.3.3 Haftungsmechanismen

Die Haftung beim thermischen Spritzen erfolgt durch mechanische Verklammerung der Spritzpartikel miteinander und dem Grundwerkstoff, chemische und metallurgische Wechselwirkungen (Adhäsion, Diffusion etc.) und lokale Mikroverschweißungen [107, 110, 118]. Die Dominanz dieser Mechanismen wird allerdings teilweise kontrovers diskutiert. So wird in [110] und [119] die mechanische Verklammerung als dominierender Haftungsmechanismus angesehen. Lokale Mikroverschweißungen sind von untergeordneter Rolle. DROZAK hingegen sieht die mechanische Verklammerung als weniger relevant gegenüber den metallurgischen Wechselwirkungen an [118]. Adhäsion wird durch VAN DER

WAALS-Kräfte und Chemisorption erreicht [119]. Die Haftung bei metallischen Spritzpartikeln mit dem Grundwerkstoff erfolgt nicht über die gesamte Partikeloberfläche, sondern wird durch einzelne lokale Kontaktflächen realisiert, welche durch Poren und Oxide voneinander separiert sind [107, 118]. Einflüsse des Grundwerkstoffs auf die Haftung sind u.a. Oberflächenbeschaffenheit, Wärmeleitfähigkeit und Temperatur. So begünstigen aufgeraute Oberflächen die mechanische Verklammerung und Diffusionsprozesse und führen damit zu höheren Haftfestigkeiten [118]. Eine verbesserte Haftung wird des Weiteren durch Säuberung und Entfetten der Oberfläche des Grundwerkstoffs und der damit erhöhten Reaktionsfähigkeit erzielt. Niedrige Wärmeleitfähigkeiten des Grundwerkstoffs verursachen steile Temperaturgradienten an der Grenzfläche und verstärken hier Diffusionseffekte und Reaktionen [118]. Eine höhere Temperatur des Grundwerkstoffs entfernt mögliche Feuchtigkeit auf der Oberfläche und führt zu einer besseren Benetzung und damit zu einer Erhöhung der Haftung [119]. Limitierender Faktor der Temperatur des Grundwerkstoffs sind allerdings Oxidationseffekte auf der Oberfläche, die beim thermischen Spritzen metallischer Spritzzusätze auftreten können [118]. Der Spritzabstand sollte zur Vermeidung einer zu hohen Temperaturabnahme und Oxidationen der Spritzpartikel nicht zu groß sein und liegt üblicherweise bei rund 100 mm [118]. Oxidationseffekte können allerdings auch zu einer Erhöhung der Schichthärte führen [108, 110]. Höhere Partikelgeschwindigkeiten erhöhen den Aufpralldruck der Partikel auf den Grundwerkstoff und führen somit zu einer verbesserten Haftung [108].

#### 2.3.3.4 Eigenspannungen

Die Haftung während und nach dem Beschichten wird signifikant durch Eigenspannungen in der Beschichtung beeinflusst. Die Eigenspannungen werden durch zwei Hauptursachen induziert: *primäres* und *sekundäres Abkühlen* [120]. Das *primäre Abkühlen* beschreibt das rasche Abkühlen der Spritzpartikel, ausgehend von der Schmelztemperatur auf die Temperatur des Grundwerkstoffs während der Flugphase bis zum Auftreffen der Partikel, wodurch Zugeigenspannungen induziert werden [107, 121]. Als *sekundäres Abkühlen* wird der Prozess des Abkühlens der Spritzschicht und des Grundwerkstoffs von der Prozess- auf Raumtemperatur bezeichnet. Aufgrund unterschiedlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten des Grundwerkstoffs und der Spritzpartikel wird die thermisch bedingte Kontraktion gegenseitig beeinflusst. Durch Kontraktionseffekte wird die mechanische Verklammerung teilweise begünstigt [119]. Abhängig von der Differenz der Ausdehnungskoeffizienten, Temperaturen und Prozessgestaltung können hierdurch Zug- oder Druckeigenspannungen induziert werden [118, 120]. Sofern der Ausdehnungskoeffizient der Beschichtung  $\alpha_{W,S}$  größer als der des Grundwerkstoffs  $\alpha_{W,G}$  ist, werden immer Zugeigenspannungen induziert [107, 120]. Der Umkehrschluss gilt nicht zwangsläufig [107, 121, 122]. Höhere Temperaturen des Grundwerkstoffs können Zugeigenspannungen verringern,

da das Verhältnis von sekundärem zu primärem Abkühlen gesteigert wird [121, 123]. Allerdings kann dies zu höheren Eigenspannungen in der Grenzflächenschicht zwischen Grundwerkstoff und Spritzschicht führen. Eine höhere Wärmeleitfähigkeit des Grundstoffes reduziert zwar die Eigenspannungen in der Grenzflächenschicht, erhöht allerdings signifikant die Zugeigenspannungen auf der Oberfläche der Spritzschicht [124]. Hohe Spritzpartikelgeschwindigkeiten in Kombination mit nicht vollständig geschmolzenen Spritzzusätzen – wie z.B. beim HVOF – können ähnlich wie beim Kugelstrahlen Druckeigenspannungen im Grundwerkstoff indizieren [125]. Grundsätzlich lassen sich die Eigenspannungen beim thermischen Spritzen durch niedrige Wärmeeinbringung verringern [124]. So wird in [107] empfohlen, die Spritzgeschwindigkeiten eher hoch zu wählen, sodass die Wärme homogen in den Grundwerkstoff induziert wird und die einzelne Schichtlage zwischen zwei Überläufen so wenig wie möglich Oxide bilden kann. Größere Schichtdicken können die Höhe der Zugeigenspannungen sowohl reduzieren [120] als auch erhöhen [107]. In [122] wurde jedoch keine Abhängigkeit zwischen der Schichtdicke und der Höhe der Eigenspannungen beim Lichtbogenspritzen von Nickel-5-Aluminium festgestellt. Generell hat die Schichtdicke allerdings einen Einfluss auf die Haftung. So verringert sich die Haftung mit steigender Schichtdicke, was auf den sogenannten *Free-edge*-Effekt zurückzuführen ist [126]. GREVING, SHADLEY und RYBICKI wiesen in [122] mittels numerischer Analysen nach, dass die Verringerung der Haftung bei einer Erhöhung der Schichtdicke vor allem von dem Vorhandensein von Eigenspannungen abhängt.

#### 2.3.4 Sonderverfahren

Neben den konventionellen CVD/PVD-Beschichtungsverfahren existieren noch weitere Ansätze, die Gegenstand aktueller Forschungsarbeiten sind und auf Strahlungsverfahren beruhen. So wird die Verschleißbeständigkeit von Schmiedewerkzeugen [127] und Druckgießwerkzeugen [128] mithilfe von WC-Co-Schichtsystemen *laserlegiert*. Modellwerkzeuge einfacher Geometrien werden in [129] mit ( $ZrO_2$ ) in einer Tiefe von bis zu 0,1 mm *laserdispergiert*. Bei der *Ionenimplantation* werden aus einem Dotierstoff Ionen wie Silizium (Si), Chrom (Cr), Bor (B) oder Phosphor (P) abgeschieden und mittels eines elektrischen Feldes auf das Werkzeug geschossen. Hier lagern sich die Ionen auf Zwischengitterplätzen ein und erhöhen so die Randhärte der Werkzeuge [24].

### 2.4 Rapid Tooling

Zur Verkürzung der Fertigungskette vom CAD-Modell zum fertigen Werkzeug existieren verschiedene Verfahren wie *Stereolithografie*, *selektives Lasersintern* und *Layer Laminate Manufacturing*, die unter dem Begriff *Rapid Tooling* zusammengefasst werden [130]. Hierbei werden aus den CAD-

Daten weitestgehend automatisch reale Werkzeuge hergestellt. Die Werkstoffauswahl und maximale Werkzeuggröße ist dabei allerdings limitiert, sodass insbesondere deren industrielle Verbreitung im Bereich der Umformtechnik beschränkt ist [39]. Ein Ausschnitt aktueller Entwicklungen in diesem Bereich wird im Folgenden dargestellt.

### 2.4.1 Stereolithografie

Die *Stereolithografie* (SLA) basiert auf der schichtweisen Aushärtung eines flüssigen Fotopolymers mittels Laserstrahls [130]. Die Realisierung einer Schicht erfolgt dabei durch eine punktweise, inkrementelle Verfestigung. In einem DFG-Forschungsvorhaben wurden die Einsatzmöglichkeiten der Stereolithografie zur Herstellung von Tiefziehwerkzeugen untersucht [131]. Es konnte nachgewiesen werden, dass diese Werkzeuge aus Fotopolymer prinzipiell zum Tiefziehen geeignet sind. Die geringen Festigkeiten des Fotopolymers sind dabei ein limitierender Faktor, sodass nur Bleche geringer Streckgrenze und Dicke ohne Werkzeugversagen umgeformt werden konnten. Des Weiteren bewirkt die geringe Steifigkeit der Werkzeuge eine Erhöhung der Gefahr der Faltenbildung. Dadurch können lokale Spannungsspitzen hervorgerufen werden, die die Festigkeit des Fotopolymers überschreiten. In [69] werden mittels SLA Werkzeuge aus polymeren Wabenstrukturen aufgebaut, wobei die Wirkflächen als geschlossene dünne Schicht realisiert sind. Zur Erhöhung der Werkzeugfestigkeit werden die Wabenstrukturen mittels eines aluminiumpulvergefüllten Epoxidharzes hintergossen, anschließend in einem Autoklaven getempert und für die Umformung von Aluminiumblechen im Forschungsumfeld eingesetzt. Ein anderer Ansatz verwendet die Stereolithografie nicht direkt zur Herstellung des Tiefziehwerkzeugs, sondern nur für die Generierung eines Negativmodells, aus dem anschließend das eigentliche Tiefziehwerkzeug aus Gießwerkstoffen realisiert wird [42].

### 2.4.2 Selektives Laserstrahlsintern

Beim *selektiven Laserstrahlsintern* (SLS) werden feste Partikel, die in einem Pulverbett liegen, mit einem Laserstrahl lokal angeschmolzen und dadurch zu einer Schicht verbunden [130]. Einsetzbare Pulver sind alle aufschmelzenden Werkstoffe, die anschließend wieder möglichst ohne Volumenänderung erstarren. In einer Machbarkeitsstudie wurde ein Ziehring dreistufig aus einer Aluminium-Bronze realisiert [4]. Hierbei wurde zunächst die Grundgeometrie mittels selektiven Laserstrahlsinterns hergestellt, anschließend ofengesintert bei 1 000 °C und mit einer Infiltration mit Zinnlot zur Steigerung der Oberflächengüte finalisiert. Unter der Verwendung von Ziehfolie konnten Näpfe ausreichender Güte umgeformt werden. Ein alternativer Ansatz in [131] zeigt jedoch, dass der Ansatz Lasersintern technisch und wirtschaftlich ungeeignet ist. Gründe hierfür sind die porösen Werkzeugoberflächen, plastische Verformungen der Werkzeuge bei Faltenbildung und ein deutlich höherer Zeit- und Kos-

tenaufwand. Ähnliche Ergebnisse werden in [132] dargestellt. Durch den Einsatz von Werkzeugstahlpulver (1.2709 und 1.2344) werden vom generativ hergestellten Schmiedewerkzeug zwar die Umformkräfte aufgenommen, jedoch sind die Kosten für die Herstellung oberhalb konventioneller Schmiedewerkzeuge. In [133] werden SLS-Werkzeuge aus Edelstahlpulver aufgebaut. Hiermit konnten 200 Blechteile aus einem weichen Tiefziehstahl einer offenen Geometrie zufriedenstellend bei mäßigem Verschleiß umgeformt werden.

### 2.4.3 Layer Laminate Manufacturing

Beim *Layer Laminate Manufacturing* (LLM) wird das herzustellende Werkzeug generativ aus einzelnen konturierten Schichten aufgebaut [130]. Zur Konturierung der Schichten, die aus Papier, Kunststofffolien und -platten, aber auch Metallfolien und -blechen bestehen können, werden Laser- und Wasserstrahlverfahren sowie Fräsen, Heißdrähte und Messer eingesetzt. Die einzelnen Schichten werden durch Zuganker oder Stofffluss durch Kleben, Löten oder Schweißen verbunden. Anschließend werden die Schichten im Verbund mechanisch nachbearbeitet, um die endgültige Oberflächenkontur zu erhalten [130]. Eine andere Möglichkeit ist der Einsatz von dünnen Blechen oder Ziehfolien, die zwischen Werkzeug und Platine gelegt werden [134]. Beim Einsatz von LLM-Tiefziehwerkzeugen können allerdings aufgrund der nicht tangentialen Übergänge zwischen den Schichten und eventuellen Schnittflächenrautiefen die erforderlichen Ziehkräfte gegenüber konventionellen Werkzeugsystemen höher sein [4]. Erste Untersuchungen zum Einsatz von LLM-Tiefziehwerkzeugen wurden von NAKAGAWA und KUNIEDA durchgeführt [135]. PEPLNJAK und KUZMAN konnten durch die Verwendung unterschiedlich dicker Ausgangsbleche die Formgenauigkeit und Kraftaufnahme dünnerer Schichten verbessern [136]. Die Auswahl der Schichtdicke erfolgte dabei in Abhängigkeit der herzustellenden Geometrie und Belastung im Tiefziehprozess. In der japanischen Automobilindustrie werden seit den Achtzigern LLM-Tiefziehwerkzeuge aus Stahlblechen eingesetzt [42]. Diese Werkzeuge werden aufgrund des hohen manuellen Aufwandes im Tiefziehprozess nahezu ausschließlich für die Prototypenfertigung eingesetzt. Wichtige Meilensteine bei der wirtschaftlichen Herstellung dieser Werkzeuge sind die automatische Überführung der CAD-Daten in Schnittgeometrien und die Verwendung dicker Schichten, die anschließend im Verbund spanend nachbearbeitet werden [136, 137]. Die Realisierung dieser Werkzeuge inklusive Konstruktion liegt bei einigen Tagen [42, 89]. Eine Alternative zur spanenden Nachbearbeitung stellen dreidimensionale Laserschnitte der Einzellamellen dar, wobei die erzeugbare Werkzeugqualität unter der von im Verbund spanend nachbearbeiteten LLM-Werkzeugen liegt [138]. SMATLOCH entwickelte in [139] ein LLM-Werkzeug, welches mittels automatisch und reversibel einstellbarer Stifte und Zwischenlagen aus Elastomeren und Thermoplasten die Werkzeugkontur abbilden kann. Die Genauigkeit der hergestellten Blechwerkstücke liegt

allerdings deutlich unter der konventioneller Tiefziehwerkzeuge. KRUX erweitert die Anwendung von LLM-Werkzeugen auf den Bereich der Hochdruck-Blechumformung [140]. Ein Vergleich der Hauptzeiten zur Herstellung einer Matrize für die Umformung von Bodenblechen mittels LLM-Verfahren und Zinkguss zeigt, dass das LLM-Werkzeug bereits nach 160 Stunden fertiggestellt ist. Die Hauptzeit zur Herstellung der Matrize aus Zinkguss beträgt 460 Stunden, wobei 160 Stunden alleine auf den Gießprozess entfallen [141]. SCHELL untersucht in seiner Dissertation die Eignung von Papier als Schichtwerkstoff für das LLM-Verfahren [39]. Mittels eines speziellen Papierwerkstoffs und der Infiltration mit Epoxidharz können Tiefziehwerkzeuge für die Prototypenfertigung realisiert werden. Die Eignung dieser Werkzeuge für die Umformung von Blechformteilen aus Stahlgüten bis zum mikrolegierten Stahl H320LA bei einer Ausgangsblechdicke von  $s_0 = 2,2$  mm konnte nachgewiesen werden [39]. Gegenüber anderen Rapid-Tooling-Ansätzen im Bereich der Prototypenfertigung zeigt dieses Verfahren insbesondere bei kleinen und komplexen Geometrien Vorteile. Für die Herstellung von Blechformteilen hoher Oberflächengüte ist dieses Verfahren allerdings nicht geeignet.

## 2.5 Sonderkonstruktionen von Tiefziehwerkzeugen

Die Kosten für Betriebsmittel machen bis zu 30 % der gesamten Herstellkosten aus [128]. Hierbei können die Einarbeitungszeiten von Tiefziehwerkzeugen bis zu 30 % der Gesamtwerkzeugkosten verursachen [5, 6]. Zur Minimierung dieser Zeiten beim Einfahren der Werkzeuge können u.a. elastische Werkzeugsysteme eingesetzt werden [142]. Potenzial zur Kostensenkung bietet auch die Verwendung leichter Tiefziehwerkzeuge.

### 2.5.1 Elastische Werkzeuge

Generell hat die Steifigkeit der Presse und der Werkzeuge einen hohen Einfluss auf die Genauigkeit der hergestellten Blechformteile [143–146]. Pressen unterscheiden sich hinsichtlich Kippung, Versatz und Durchbiegung des Stößels sowie Tisches unter Last. Des Weiteren kommt es im Tiefziehprozess in Abhängigkeit der zu formenden Geometrie zu Blechaufdickungen. All diese Effekte führen zu lokal erhöhten Flächenpressungen, die durch zeitaufwendige manuelle Einarbeitungsprozesse – das sogenannte Tuschieren – zur Erzielung einer konstanten Bauteilqualität kompensiert werden müssen [142].

Konventionell eingesetzte Tiefziehwerkzeuge werden i.d.R. möglichst steif ausgeführt. Insbesondere auf Vielpunktzieheinrichtungen kann hierdurch eine lokal definierte Flächenpressung in Wirkzonen nur bedingt erzielt werden [142]. Zur positiven Beeinflussung des Werkstoffflusses vor allem im Flanschbereich können elastische Werkzeugsysteme eingesetzt werden.

ELEND unterscheidet zwischen *passiven* und *aktiven* Niederhaltersystemen [142]. Bei passiven Systemen erfolgt die Werkstoffbeeinflussung durch konstruktive Maßnahmen, bei aktiven wird dies durch Aktoren realisiert. Industriell sind elastische Werkzeugsysteme bisher wenig verbreitet [142]. Zu diesem Thema existiert jedoch eine Reihe von Forschungsarbeiten. Für eine ausführliche Darstellung verschiedener passiver und aktiver Werkzeugsysteme sei auf [142] verwiesen. Zusammenfassend zeigt sich, dass durch elastische Systeme Tuschierarbeiten reduziert und eine Faltenbildung 1. Art minimiert werden kann. Ursache hierfür ist die adaptive Flächenpressung aufgrund der höheren Elastizität. Dies führt zu einem verbesserten Werkstofffluss und minimiert den Anteil von Bereichen des Blechs ohne Werkzeugkontakt. Des Weiteren haben Lagertoleranzen und Verkippungen der Pressen einen geringeren Einfluss auf das Ziehergebnis. Ebenso ist der Einfluss des Blechwerkstoffs bei elastischen Niederhaltern geringer z.B. [142, 147–149]. HORTIG untersuchte u.a. Einflussgrößen auf die Kontaktnormalspannung am Ziehradius. Durch Simulationen wird nachgewiesen, dass durch den Einsatz von nachgiebigen Werkzeugen die Kontaktnormalspannungen homogener über den Ziehradius verteilt und niedriger als bei starren Werkzeugen sind [17].

In [150] werden erste Ansätze der Weiterentwicklung von Umformwerkzeugen zu mechatronischen Systemen dargestellt. Hierbei sollen die Werkzeuge regelnd in den Umformprozess eingreifen und somit zu robusteren Prozessen führen. Hierbei steht insbesondere die Unabhängigkeit des Werkzeugs von der eingesetzten Presse im Vordergrund. Durch den Einsatz piezoelektrischer Aktoren in der Matrize, basierend auf diesem Ansatz, wird in [151] die Verringerung von Tryout-Zeiten nachgewiesen.

### 2.5.2 Leichte Tiefziehwerkzeuge

ECKARD führt in [152] drei Gründe auf, die für eine Gewichtsreduzierung bei Tiefziehwerkzeugen sprechen:

1. Handhabung
2. Taktzeitverkürzung
3. Energiekosten

So wird die Größe der herzustellenden Blechformteile stetig größer, sodass zwangsläufig auch die Größe und damit das Gewicht der Werkzeuge ansteigt. Dadurch wird insbesondere die Handhabung der Werkzeuge erschwert. Ein geringes Werkzeuggewicht begünstigt die Dynamik im Umformprozess, sodass höhere Hubzahlen realisiert werden können [152]. Eine energetische Optimierung führt daher gleichzeitig zu einer Steigerung der Produktivität von Pressen [153]. Allerdings gilt es zu beachten, dass das Werkzeuggewicht i.d.R. maximal die Hälfte des Stößelgewichts ausmacht. Eine

Reduzierung des Werkzeuggewichts wirkt sich demnach im Betrieb nur anteilig auf die gesamte bewegliche Masse aus.

Zur Beurteilung der Auswirkungen der Werkzeugmasse auf die erforderliche Energie muss sowohl die eingesetzte Pressenart als auch die Möglichkeit einer Energiespeicherung berücksichtigt werden. So bedeutet insbesondere bei Pressenkonzepten ohne Energiespeicherung oder -rückgewinnung ein geringeres Werkzeuggewicht Energieeinsparung bei der Beschleunigung und beim Bremsen beweglicher Massen [152]. Exzenterpressen speichern einen Teil der Bremsenergie im Schwungrad. Bei hydraulischen Pressen ist die Bremsenergie i.d.R. verlorene Energie [154].

Generell wird bei Exzenterpressen zwischen der Primärseite – Antriebseinheit, Schwungrad und Antriebsseitekupplung – sowie Sekundärseite – Abtriebsseite der Kupplung, Vorgelege, Kurbeltrieb und Stößel – unterschieden [153]. In [153] zeigen WAGENER und PAHL auf, dass für eine energetische Optimierung der Presse das Verhältnis der Massenträgheitsmomente zwischen Primär- und Sekundärseite insbesondere für die Betriebsart Einzelhub groß sein sollte. Dieses verhält sich umgekehrt proportional zur erforderlichen Kupplungsarbeit. Da aus energetischen Gründen die Massenträgheitsmomente auf der Primärseite nur so groß wie nötig sein sollten, ist insbesondere eine Reduzierung der Massenträgheitsmomente auf der Sekundärseite erforderlich. Dies führt zur einer Verringerung der Verlustenergie beim Einkuppeln und Abbremsen [153]. Allerdings ist dies nur im Einzelhubbetrieb relevant [153]. Im Dauerhub, welcher kein permanentes Abbremsen und Kuppeln erfordert, gleichen sich die Trägheitsmomente innerhalb einer Periode bei entsprechender Dimensionierung aus [155].

Bei hydraulischen Pressen fällt im Eilgang der Stößel nahezu frei und kann dadurch elektrische Energie erzeugen [153]. Allerdings ist ein Abbremsen des Stößels vor Arbeitsbeginn zur Vermeidung einer Werkzeugbeschädigung erforderlich.

Mechanische Servopressen vereinen die Vorteile von hydraulischen Pressen, wie frei einstellbare Geschwindigkeiten an jeder definiert anfahrbaren Stößelposition sowie Bereitstellung der Presskraft unabhängig von der Lage des Stößels, und die von mechanischen Pressen, wie Realisierung hoher Taktzahlen, Genauigkeit und Ausfallsicherheit [154]. Servopressen bieten die Möglichkeit eines Energiemanagements, wodurch eine Rückspeisung von Bremsenergie möglich ist [154, 156]. Hierdurch kann gegenüber herkömmlicher Pressentechnik 20–30 % Energie eingespart werden [157]. Allerdings wird bei Servopressen im Pendelhub der obere Totpunkt durch Stoppen des Servomotors erzielt. Hierdurch ist eine Umkehr der bewegten Massen erforderlich, was sich negativ auf den Gesamtwirkungsgrad der Presse auswirkt [158]. Eine Reduzierung des Werkzeuggewichts reduziert dabei die Problematik.

In [152] wird zur Realisierung einer Gewichtsreduktion eine Topologie-Optimierung der Werkzeuge angewendet. Mittels Topologie-Optimierung soll auch in [159] das Gewicht von großen Tiefziehwerk-

zeugen reduziert werden. Bei diesem Ansatz wird insbesondere die gießtechnische Herstellbarkeit der Werkzeuge berücksichtigt. Neben einer Reduzierung des Gewichts birgt auch die Einsparung von Werkzeugwerkstoff großes Potenzial zur Verringerung des Energieverbrauchs, da z.B. bei Stahl ein Viertel der Werkstoffkosten Energiekosten sind [153].

## 2.6 Faser-Kunststoff-Verbunde

Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) bestehen aus mindestens zwei unterscheidbaren Phasen, wobei die verstärkenden *Fasern* (2. Phase) von einer kontinuierlichen *Matrix* (1. Phase) – dem Kunststoff – umgeben sind [160]. Als Faserwerkstoffe werden vorwiegend Glas- (GFK), Aramid- (SFK) und Kohlefasern (CFK) eingesetzt. Für die Matrix werden Thermoplaste, Duroplaste und wesentlich seltener Elastomere verwendet. Am häufigsten wird auf Epoxidharze aus der Gruppe der Duroplaste zurückgegriffen [161].

Vorteile von Faser-Kunststoff-Verbunden gegenüber konventionellen Konstruktionswerkstoffen sind die spezifische hohe Festigkeit und Steifigkeit, bezogen auf die Dichte, sowie die Möglichkeit der nahezu freien Formgestaltung. Gegenüber Metallen haben Faser-Kunststoff-Verbunde sowohl bei der Herstellung als auch in der Nutzungsphase i.d.R. eine niedrigere Energiebilanz [161]. Allerdings ist der Werkstoffpreis insbesondere bei Kohlenstofffasern höher als bei Metallen und die Herstellung schlecht automatisierbar [161]. Im Folgenden wird auf Arten der Verstärkungsfasern, Laminattypen und den Einsatz von Faser-Kunststoff-Verbunden in der Umformtechnik eingegangen.

### 2.6.1 Verstärkungsfasern

*Glasfasern* werden aus geschmolzenem Glas gezogen und haben einen Durchmesser von 3,5–24  $\mu\text{m}$  [162]. Vorteile von Glasfasern sind u.a. eine hohe Zugfestigkeit, gute Drapierbarkeit, gute visuelle Kontrolle der Tränkung beim Laminieren und Erkennung von Defekten sowie vergleichsweise niedrige Kosten [161]. Der *E*-Modul von Glasfasern ist allerdings niedriger und die Dichte höher als bei anderen Verstärkungsfasern. Glasfasern selbst sind isotrop, unbrennbar und haben einen sehr hohen elektrischen Isolationswiderstand [162].

Die Basis von *Aramidfasern* bildet aromatisches Polyamid, welches als flüssig-kristalline Lösung zunächst versponnen und dann bei erhöhter Temperatur gereckt wird [161]. Aramidfasern zeichnen sich durch eine niedrige Dichte, eine hohe Chemikalienbeständigkeit und Zugfestigkeiten sowie *E*-Module oberhalb von Glasfasern aus. Aufgrund ihrer hohen Zähigkeit bieten diese Fasern einen hohen Widerstand gegen Rissausbreitung. Nachteilig ist die geringe Druckfestigkeit parallel zur Fa-

Tabelle 2.2: Ausgewählte Eigenschaften von Fasern nach [162]

Eigenschaft	Glasfaser	Aramidfaser	Kohlenstofffaser
Dichte $\rho$	2,53–2,6 $\frac{\text{kg}}{\text{dm}^3}$	1,44 $\frac{\text{kg}}{\text{dm}^3}$	1,77–1,96 $\frac{\text{kg}}{\text{dm}^3}$
Zugfestigkeit $\sigma_{m,Z}$	2 400–3 500 MPa	2 800–3 000 MPa	1 750–5 000 MPa
$E$ -Modul längs $E_{\parallel}$	73–86 GPa	65–130 GPa	240–500 GPa
$E$ -Modul quer $E_{\perp}$	73–86 GPa	5,4 GPa	5,7–15 GPa
Bruchdehnung $A_{\epsilon,F}$	3,0–4,1	2,1–4,3	0,35–2,1

serrichtung, die Aufnahme von Wasser und die geringe UV-Beständigkeit. Aramidfasern sind stark anisotrop, flammwidrig und liegen preislich zwischen Glasfasern und Kohlefasern [161, 162].

*Kohlefasern* werden durch Carbonatisierung über eine schmelzbare Zwischenstufe aus organischen Ausgangsmaterialien wie Textilfasern aus Polyacrylnitril (PAN) oder Pech hergestellt [161, 162]. Vorteilhaft von Kohlefasern sind u.a. ihre geringe Dichte, im Vergleich mit anderen Fasern höchste Festigkeiten und  $E$ -Module und eine exzellente Ermüdungsfestigkeit. Als nachteilig kann neben dem hohen Faserpreis die geringe Bruchfestigkeit angesehen werden [161]. Kohlenstofffasern besitzen weitestgehend ein linear-elastisches Werkstoffverhalten, sind elektrisch gut leitend und anisotrop [161].

Ausgewählte Werkstoffkennwerte der drei genannten Fasern sind in Tabelle 2.2 dargestellt. Hierbei gilt zu beachten, dass die Eigenschaften eines kompletten Mehrschichten-Verbundes (MSV) sowohl von dem gewählten Matrixwerkstoff, dem relativen Faservolumenanteil  $\xi$  und der Ausrichtung der Fasern abhängen.

### 2.6.2 Laminattypen

Die Auswahl an Laminattypen konzentriert sich im Bereich der Faser-Kunststoff-Verbunde auf einige wenige Arten, wie z.B. *UD-Laminat*, *Kreuzverbund* und *(0/90/±45)-Laminat*, Abbildung 2.11 [161]. Die Lamine unterscheiden sich hierbei insbesondere durch ihre speziellen mechanischen Eigenschaften. Generell zeichnen sich diese durch eine einfache Herstellung aus.

Beim *UD-Laminat* liegen die Fasern alle in einer Richtung ( $UD \hat{=}$  unidirektional). In dieser Richtung können die höchsten Festigkeits- und Steifigkeitswerte gegenüber anderen Laminattypen gleicher Dicke erzielt werden. Allerdings können mittels dieses Typs Quer- und Schubbelastungen schlecht aufgenommen werden.

Beim *Kreuzverbund* liegen die beiden Faserrichtungen in einer Winkeldifferenz von  $90^\circ$  zueinander. Fasergewebe stellt somit einen Kreuzverbund dar. Eingesetzt wird der Kreuzverbund, wenn die

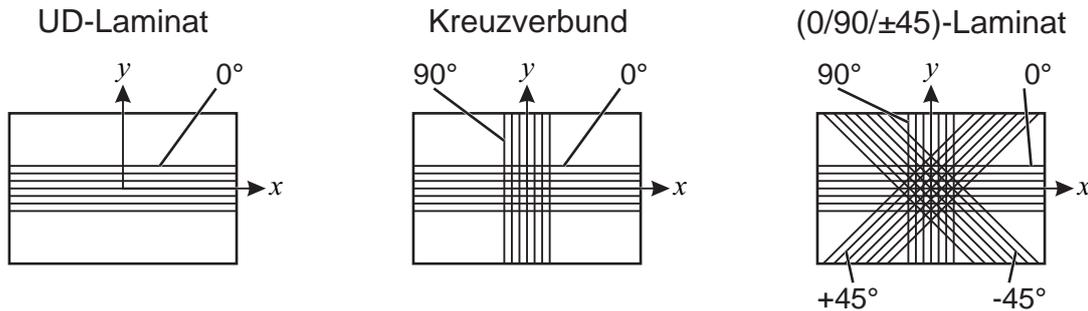


Abbildung 2.11: Auswahl von typischen Laminattypen nach [161]

Hauptrichtungen der angreifenden Spannungen bekannt sind. Hierbei werden die Fasern in diese Richtungen gelegt. Generell wird der reine Kreuzverbund – außer bei vorwiegend schubbelasteten Strukturen und mit Innendruck beaufschlagten Rohren – eher selten verwendet [161].

Das  $(0/90/\pm 45)$ -Laminat kann als universelles Laminat angesehen werden. Dieser Typ wird relativ einfach durch Gewebeschichten, welche um  $45^\circ$  verdreht zueinander angeordnet werden, realisiert. Der Hauptvorteil dieses Laminatsaufbaus ist, dass jede Lastkombination überwiegend durch die Fasern aufgenommen wird, wobei durch Variation der einzelnen Schichtdicken das Laminat gut an die Belastungsverteilung angepasst werden kann [161].

### 2.6.3 Einsatz als Werkzeugwerkstoff in der Umformtechnik

Die Verbreitung von Faser-Kunststoff-Verbunden als Werkstoff für Werkzeugkomponenten ist im Bereich der Umformtechnik gering. Beispiele hierzu sind in [58, 163–166] zu finden. So werden in [58] die Führungsflächen von Schlaghämmern in Schlaghammerformen aus 2–4 mm dicken GFK-Laminaten auf Epoxidharzbasis hergestellt. Zur Verbesserung der dynamischen Eigenschaften werden in [163] Werkzeugkomponenten eines Werkzeugs zum Mikrostanzen aus kohlefaserverstärktem Kunststoff (CFK) gefertigt. Ausschlaggebend für die Auswahl von CFK ist hier das hohe Verhältnis Steifigkeit zu Gewicht und der geringe Wärmeausdehnungskoeffizient. Ersteres führt zu höheren Taktzeiten, Letzteres verbessert die Positioniergenauigkeit. Platten und Säulengestelle aus kohlefaserverstärktem Kunststoff weisen gegenüber konventionellen Stahlkomponenten eine höhere Schwingungsdämpfung und ein niedrigeres Gewicht auf [164]. In [165] führt das niedrige Gewicht von Werkzeugplatten aus kohlefaserverstärktem Kunststoff beim Hochgeschwindigkeitsstanzen zu einer Reduzierung von Oszillationseffekten des Werkzeugsystems beim Auftreffen des Niederhalters auf das Blech und beim Durchbrechen des Stanzwerkzeugs durch das Blech. Durch eine Reduzierung der Oszillationen kann der Verschleiß der eigentlichen Stanzwerkzeuge verringert werden. Des Weiteren werden Aramid-

und Glasfasern als Armierung bei Werkzeugspulen für die elektromagnetische Umformung eingesetzt [166].

### 2.7 Zusammenfassung des Standes der Kenntnisse

Die Abbildung 2.12 basiert auf den in diesem Kapitel angegebenen Literaturrecherchen und zeigt Werkzeugwerkstoffe für das Tiefziehen von Stahlwerkstoffen in Abhängigkeit der Zugfestigkeit der Blechwerkstoffe und der angestrebten Seriengröße. Hierbei wird ersichtlich, dass für weiche Tiefziehstähle für jede Losgröße geeignete Werkzeugwerkstoffe und -konzepte existieren, wobei diese teilweise noch im Bereich der Forschung liegen. Im Gegensatz hierzu fehlt es für die Umformung höherfester Werkstoffe an etablierten und wirtschaftlichen Systemen gerade im Bereich der Klein- und Mittelserie. So haben Werkzeuge, basierend auf reinen Polymerwerkstoffen oder niedrigschmelzenden Legierungen, eine zu geringe Verschleißbeständigkeit. Bisherige Ansätze zur Steigerung der Verschleißbeständigkeit durch Beschichtungen konnten außer im Falle von Galvanoschalen nicht erfolgreich realisiert werden. Die Herstellung von Galvanoschalen ist zeitaufwendig, sodass in aktuellen Forschungen eine Verkürzung der Herstellzeiten bei gleichzeitiger Wirtschaftlichkeit angestrebt wird. Stahl- und Gusseisenwerkzeuge sind ökonomisch eher im Großserienbereich einsetzbar.

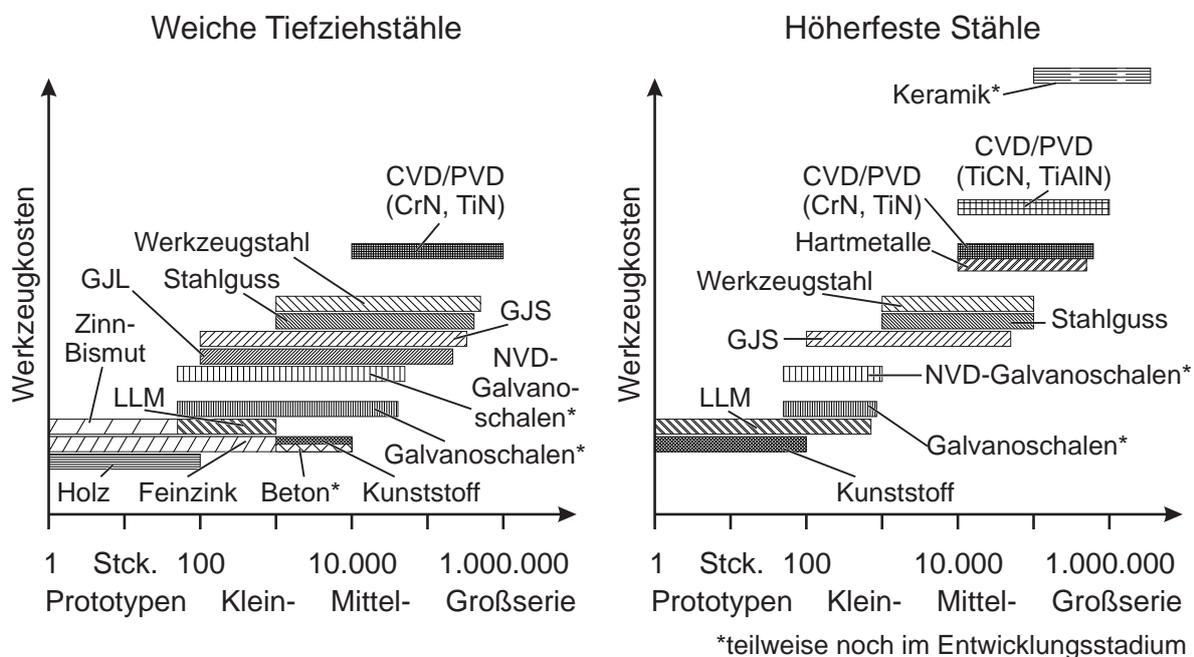


Abbildung 2.12: Schematische Darstellung von Werkzeugwerkstoffen für das Tiefziehen von Stahlwerkstoffen, basierend auf Kapitel 2.2

Bisherige Rapid-Tooling-Technologien bieten insbesondere Potenzial für eine flexible und zeiteffiziente Produktion. Aufgrund des hohen manuellen Aufwandes bei der Herstellung sowie geringer Dauerbelastung sind diese allerdings eher für den Prototypenbereich geeignet.

Nachgiebige Werkzeuge haben Vorteile vor allem bei der Minimierung von Einarbeitungszeiten im Presswerk, beim Ausgleich von Chargenschwankungen und bei variierenden Prozessbedingungen. Bisher werden diese – wenn überhaupt – nur in Großserien eingesetzt.

Zusammenfassend zeigt sich, dass gegenwärtig ein Mangel an Tiefziehwerkzeugen für die Umformung höherfester Blechwerkstoffe im Bereich der Klein- bis Mittelserie existiert, wobei die Werkzeuge sowohl schnell und wirtschaftlich hergestellt werden können als auch nur geringe Einarbeitungszeiten erfordern.



## 3 Zielsetzung und Vorgehensweise

### 3.1 Zielsetzung

Das Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines hybriden Tiefziehwerkzeugs zur Umformung höherfester Blechwerkstoffe für die Klein- und Mittelserienproduktion. Das Werkzeug soll durch eine kosteneffiziente und schnelle Herstellung sowie geringes Gewicht gekennzeichnet sein. Konstruktiv soll das Werkzeugsystem eine Elastizität aufweisen, die im Presswerk zu minimalen Einarbeitungszeiten führt.

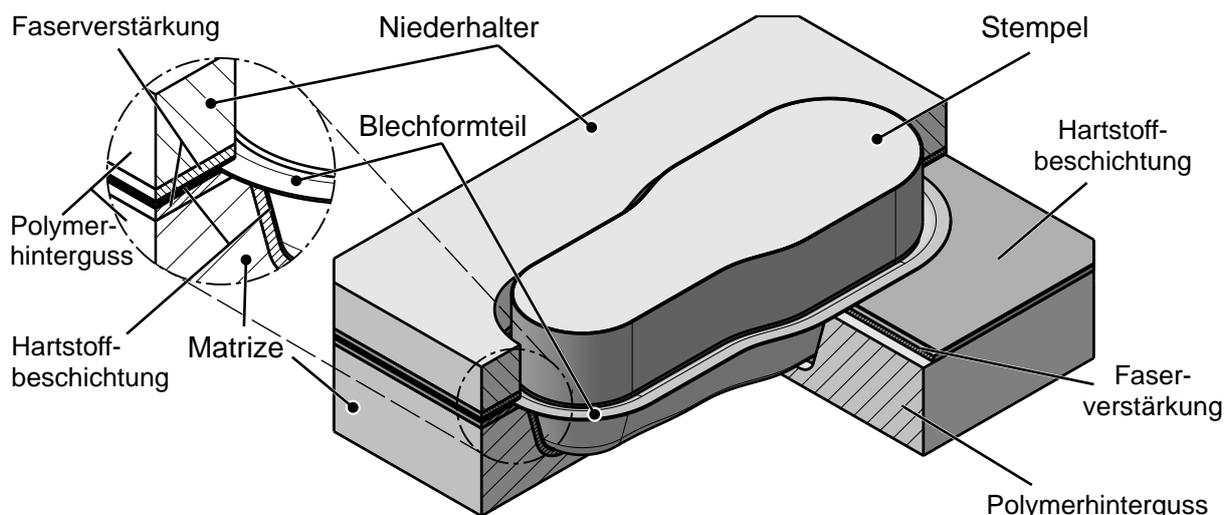


Abbildung 3.1: Konstruktiver Aufbau des hybriden Tiefziehwerkzeugs

Der Ansatz hierbei ist die Verwendung eines Grundkörpers aus faserverstärkten Polymeren, welcher durch eine thermische Spritzschicht vor Verschleiß geschützt wird, Abbildung 3.1. Hierfür ist die Entwicklung geeigneter Grundkörper erforderlich, welche den Belastungen bei der Umformung höherfester Blechwerkstoffe standhalten können. Ein weiteres Teilziel dieser Arbeit ist die Entwicklung thermisch gespritzter Schichten, die einerseits einen Verschleißschutz bieten und andererseits geeignete Oberflächen für Blechumformprozesse darstellen. Abschließend ist das Einsatzverhalten der hybriden Tiefziehwerkzeuge zu untersuchen, um die Einsatzfähigkeit beurteilen zu können.

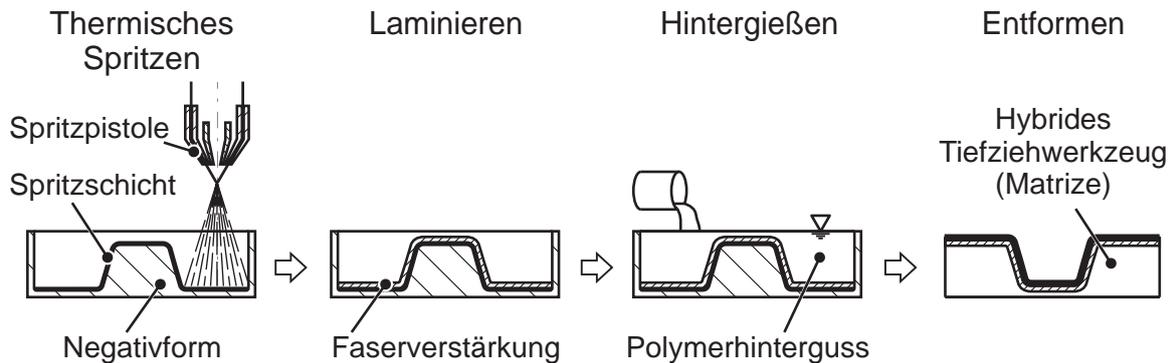


Abbildung 3.2: Prozesskette zur Herstellung des hybriden Tiefziehwerkzeugs

### 3.2 Vorgehensweise

Die Vorgehensweise zur Realisierung des hybriden Tiefziehwerkzeugs ist in Abbildung 3.2 dargestellt. Wie in Kapitel 2.2.5.4 gezeigt, können verschleißfeste Schichten nicht direkt auf Polymeren appliziert werden. Daher wird in dem Ansatz dieser Arbeit zunächst eine Negativform thermisch mit einer Spritzschicht beschichtet. Anschließend erfolgt ein Laminierprozess mittels Faserverstärkung, der zum einen das Schichtsystem unterstützen und eine Festigkeitssteigerung des Polymerhintergusses erzielen soll. Im Anschluss an den Laminierprozess erfolgt das Hintergießen des Verbundes aus Laminat und Beschichtung mit einem geeigneten Polymerhinterguss. Im letzten Fertigungsschritt wird das Werkzeug entformt, wobei ohne Nachbearbeitung der Spritzschicht das Werkzeug im Umformprozess eingesetzt werden soll.

Basierend auf der beschriebenen Vorgehensweise wird die Arbeit in die Themengebiete *Werkzeuggrundkörper*, *Spritzschicht*, *Tribologie* und *Hybrides Tiefziehwerkzeug* gegliedert. In Kapitel 4 wird der polymere Werkzeuggrundkörper hinsichtlich der mechanischen Belastungen, Auswirkungen auf den Tiefziehprozess und Möglichkeiten des Einsatzes von Faserverstärkungen untersucht. In Kapitel 5 werden geeignete thermisch gespritzte Schichten entwickelt, die auf den Werkzeuggrundkörper appliziert werden können. Innerhalb des Kapitels 6 wird die Tribologie der indirekt gespritzten Schichten analysiert. Die Synthese dieser Kapitel erfolgt anschließend in Kapitel 7. Hier wird das hybride Tiefziehwerkzeug ganzheitlich im Umformprozess erforscht. Abgeschlossen wird diese Arbeit mit einer Zusammenfassung der Ergebnisse und einem Ausblick zukünftiger Forschungsarbeiten in Kapitel 8.

## 4 Polymere Werkzeuggrundkörper

Bei der Umformung höherfester Stähle sind gegenüber der Umformung von weichen Tiefziehstählen höhere Umformkräfte erforderlich. Gegenstand dieses Kapitels sind die Analyse der mechanischen Belastungen des polymeren Werkzeuggrundkörpers und die Auswirkungen auf den Tiefziehprozess. Hierzu werden zunächst die Kennwerte sowohl der eingesetzten Polymerwerkstoffe als auch der Faserwerkstoffe ermittelt. Anschließend werden die Belastungen der Werkzeuggrundkörper während des Tiefziehens mittels der Finite-Elemente-Methode und experimenteller Versuche untersucht. Abschließend werden in diesem Kapitel die Auswirkungen der im Vergleich zu konventionellen Werkzeugwerkstoffen leichteren Tiefziehwerkzeuge auf die Energiebilanz beim Pressvorgang mittels analytischer Ansätze betrachtet.

### 4.1 Mechanische Kennwerte

Der polymere Werkzeuggrundkörper stellt als Hinterbau die Basis des hybriden Tiefziehwerkzeugs dar. Die mechanischen Kennwerte des Hinterbaus wirken sich daher unmittelbar auf das Verhalten des gesamten hybriden Tiefziehwerkzeugs unter Last aus. Dies ist zum einen die Steifigkeit des Werkzeugs, welche u.a. vom  $E$ -Modul abhängt, und zum anderen die Belastbarkeit des Werkzeugs, welche sich aus der Festigkeit der Werkstoffe ergibt. Der Hinterbau des hybriden Tiefziehwerkzeugs ist in die zwei Bereiche Polymerhinterguss und Faserverstärkung aufgeteilt, Abbildung 4.1. Hierbei stellt der Polymerhinterguss aus Polyurethan den Hauptbestandteil dar. Die Faserverstärkung wird hauptsächlich im Randbereich im Bereich der Wirkfläche eingesetzt. Sofern eine Spritzschicht als Wirkfläche (vgl. Kapitel 5) verwendet wird, dient die Faserverstärkung als Unterstützung der Spritzschicht, ansonsten stellt die Faserverstärkung selbst die Wirkfläche dar, vgl. Kapitel 6. Die Kennwerte des Polyurethan und der eingesetzten Faserverstärkung werden nachfolgend im Einzelnen ermittelt.

#### 4.1.1 Polyurethanwerkstoffe

Als Polymerhinterguss wird Polyurethan eingesetzt, welches sich gegenüber Epoxidharzen insbesondere durch eine bessere Verarbeitbarkeit und höhere Steifigkeit auszeichnet und kostengünstiger ist, s.a. Kapitel 2.2.5. Für die Untersuchungen werden die Polyurethane GM 708 / PUR 4 und

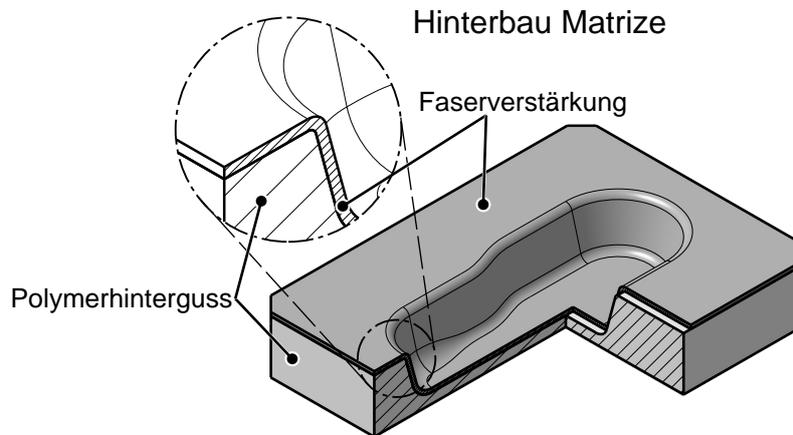


Abbildung 4.1: Hinterbau der Matrize des hybriden Tiefziehwerkzeugs

GM 725-7 / PUR 13 der Fa. EBALTA eingesetzt. Zur Modifikation der mechanischen Kennwerte dieser Polyurethane wird Eisenpulver verwendet.

Im Rahmen dieser Untersuchungen werden der  $E$ -Modul des Hinterbaus, die Poissonzahl und die Festigkeiten sowohl in Zug- als auch in Druckbelastung sowie die Dichte bestimmt. Hierbei werden neben den Kennwerten von reinem Polyurethan auch diejenigen von Mischungen mit unterschiedlichen Füllgraden des Eisenpulvers ermittelt. Eine Übersicht der untersuchten Konfigurationen ist in Tabelle 4.1 gegeben. Die Höhe des maximalen Grades an Füllstoff für die einzelnen Polyurethane basiert dabei auf Vorversuchen, welche zur Abschätzung der Gießfähigkeit der Mischungen durchgeführt worden sind. Mit steigendem Füllgrad sinkt die Gießfähigkeit der Mischung. Höhere Füllgrade des Eisenpulvers als die in Tabelle 4.1 angegebenen mindern die Gießfähigkeit der Mischung so sehr, dass ein vollständiges Befüllen der Gießform nicht gewährleistet werden kann und u.a. Lufteinschlüsse im ausgehärteten Polyurethan entstehen.

Tabelle 4.1: Untersuchte Polyurethane unterschiedlicher Füllgrade von Eisenpulver

Polyurethan	Komp. A	Komp. B	Füllstoff Eisenpulver						
Komp. A / Komp. B	in Gew.%	in Gew.%	in Gew.%						
GM 708 / PUR 4	100	75	0	100	200	300	400	500	
GM 725-7 / PUR 13	100	15	0	25	50	75	100	125	

Die Ermittlung der Zugfestigkeit  $\sigma_{m,Z}$ , der Poissonzahl  $\nu$  und des  $E$ -Moduls in Zugrichtung  $E_{P,Z}$  wird in Anlehnung an DIN EN ISO 527-2 [167] durchgeführt. Die Probenabmessungen entsprechen denen des in der Norm angegebenen Probekörpertyps 1A. Nach dem Gießvorgang werden

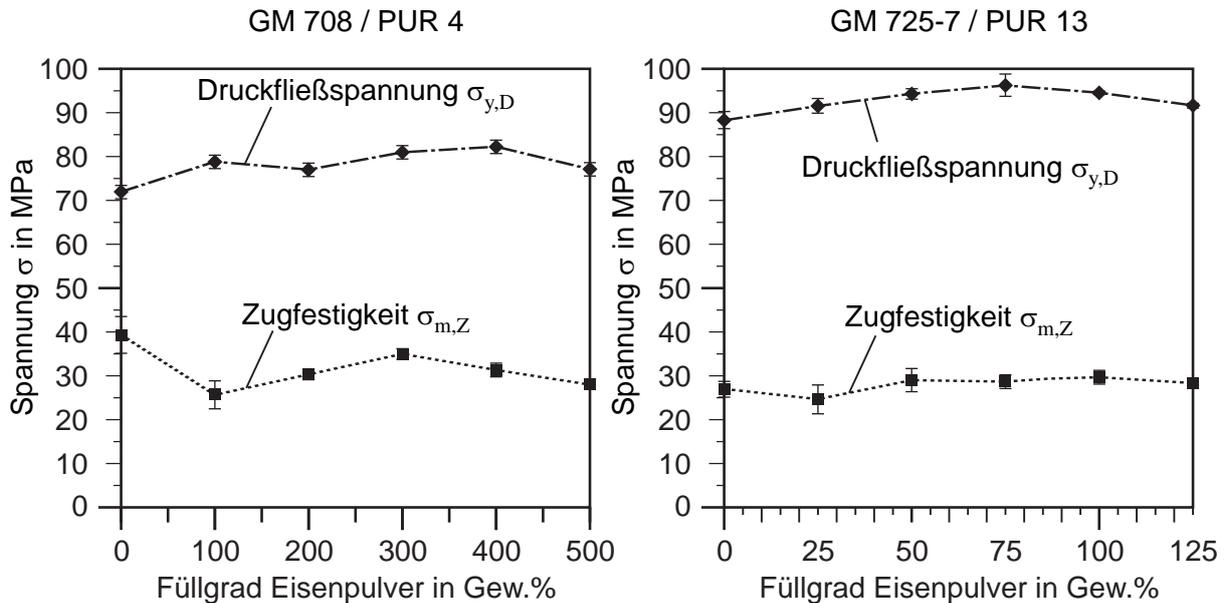


Abbildung 4.2: Festigkeiten  $\sigma_{m,Z}$  und  $\sigma_{y,D}$  der Polyurethane in Abhängigkeit vom Füllgrad des Eisenpulvers

die Proben auf eine Dicke von 4 mm gefräst. Die so hergestellten Proben werden anschließend in einer Universalprüfmaschine der Fa. ZWICK bis zum Zerreißen bei einer Prüfgeschwindigkeit von 0,15 mm/s gezogen.

Bei Prüfung der Druckeigenschaften von Polymeren wird gemäß der Norm DIN EN ISO 604 zwischen der Druckfestigkeit  $\sigma_{m,D}$  und der Druckfließspannung  $\sigma_{y,D}$  unterschieden [168]. Die Druckfestigkeit  $\sigma_{m,D}$  beschreibt dabei die maximale Druckspannung, die vom Probenkörper im Versuch getragen wird. Die Druckfließspannung  $\sigma_{y,D}$  gibt das erste Maximum in der Spannungs-Dehnungskurve an. Anschließend bleibt die Spannung bei fortschreitender Stauchung konstant oder sinkt weiter ab, bevor sie bei weiterer Stauchung wieder ansteigen kann. Aufgrund dieses ideal-plastischen bzw. entfestigenden Werkstoffverhaltens ist für die Auslegung der hybriden Tiefziehwerkzeuge die Druckfließspannung  $\sigma_{y,D}$  die Grenze der maximal zulässigen Spannungen. Zur Verbesserung der Lesbarkeit wird daher der Begriff Festigkeit als Oberbegriff für die Zugfestigkeit  $\sigma_{m,Z}$  und Druckfließspannung  $\sigma_{y,D}$  gewählt. Zur Bestimmung der Druckfestigkeit  $\sigma_{m,D}$  und des  $E$ -Moduls in Druckrichtung  $E_{P,D}$  werden zylindrische Proben mit einer Höhe und einem Durchmesser von jeweils 30 mm verwendet. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt 2 mm/min. Die Bestimmung der Dichte  $\rho$  erfolgt durch Auswiegen der Probekörper der Druckversuche vor der Versuchsdurchführung.

Die ermittelten Festigkeiten der Polyurethane sind in Abbildung 4.2 dargestellt. Bei Zugbelastung kann keine plastische Formänderung festgestellt werden. Ebenso zeigt sich bis zur Druckfließspannung

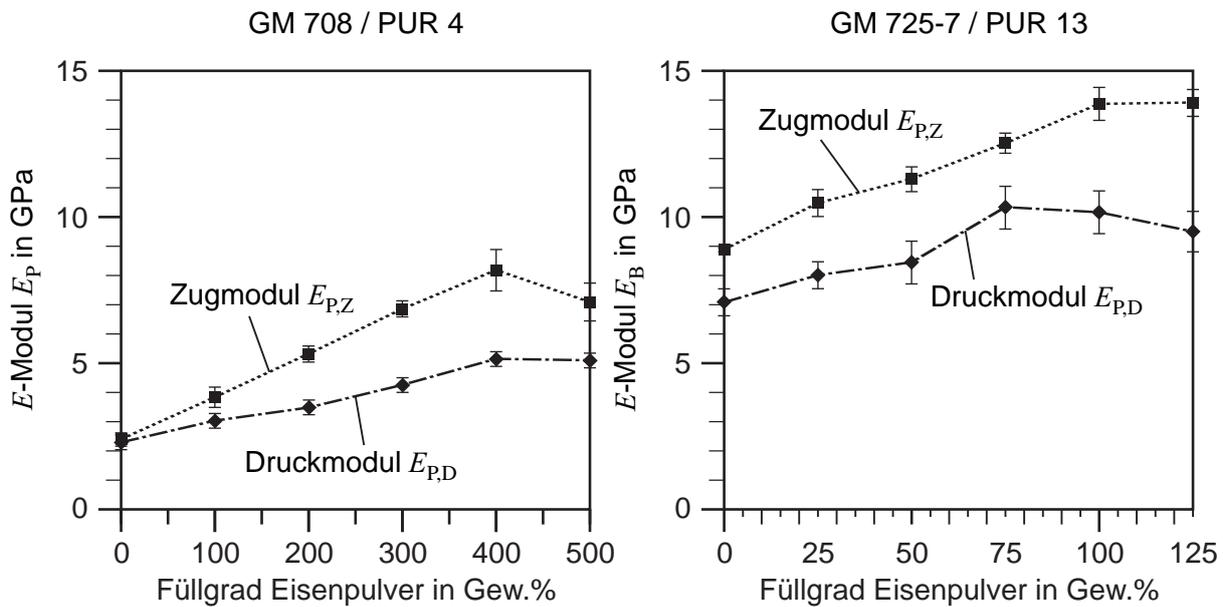


Abbildung 4.3:  $E$ -Module  $E_{P,Z}$  und  $E_{P,D}$  der Polyurethane in Abhängigkeit vom Füllgrad des Eisenpulvers

$\sigma_{y,D}$  ein nahezu linear-elastischer Bereich. Nach dem Überschreiten der Druckfließspannung fällt die Spannung zunächst ab, sodass eine Entfestigung vorliegt. Beide Polyurethane weisen ähnliche Festigkeiten auf. Unter Druckbelastung wird jeweils fast das Dreifache der Zugfestigkeit erreicht. Eine Abhängigkeit der Festigkeiten von der Höhe des Füllgrades des Eisenpulvers ist nicht erkennbar. Ebenso zeigt sich keine Abhängigkeit der Poissonzahl  $\nu$  von der Höhe des Füllgrades. Diese beträgt für beide Polyurethane  $\nu = 0,46$ .

Der  $E$ -Modul  $E_P$  hingegen wird durch die Menge des Eisenpulvers beeinflusst, Abbildung 4.3. Unverfüllt werden jeweils die niedrigsten Werte erreicht. Das Polyurethan GM 725-7 / PUR 13 weist hierbei einen rund vierfach höheren  $E$ -Modul auf. Im Falle des Polyurethan GM 708 / PUR 4 erhöht sich bis zu einem Füllgrad von 400 Gew.% sowohl der  $E$ -Modul in Zug- als auch in Druckbelastung. Ein höherer Füllgrad führt zu einer Sättigung (Druck) bzw. Verringerung des  $E$ -Moduls (Zug). Ein ähnliches Verhalten zeigt sich auch beim Polyurethan GM 725-7 / PUR 13. Hier werden maximale Werte zwischen 75–100 Gew.% erreicht.

Die Menge an Eisenpulver ist erwartungsgemäß proportional zur Dichte  $\rho$  des Polymerhintergusses, Abbildung 4.4. Unverfüllt hat das Polyurethan GM 708 / PUR 4 eine niedrigere Dichte als das Polyurethan GM 725-7 / PUR 13.

Insgesamt zeigt sich, dass der Polymerhinterguss wesentlich höhere Druckspannungen als Zugspannungen aufnehmen kann. Durch den Grad an Zugabe von Eisenpulver kann der  $E$ -Modul bis

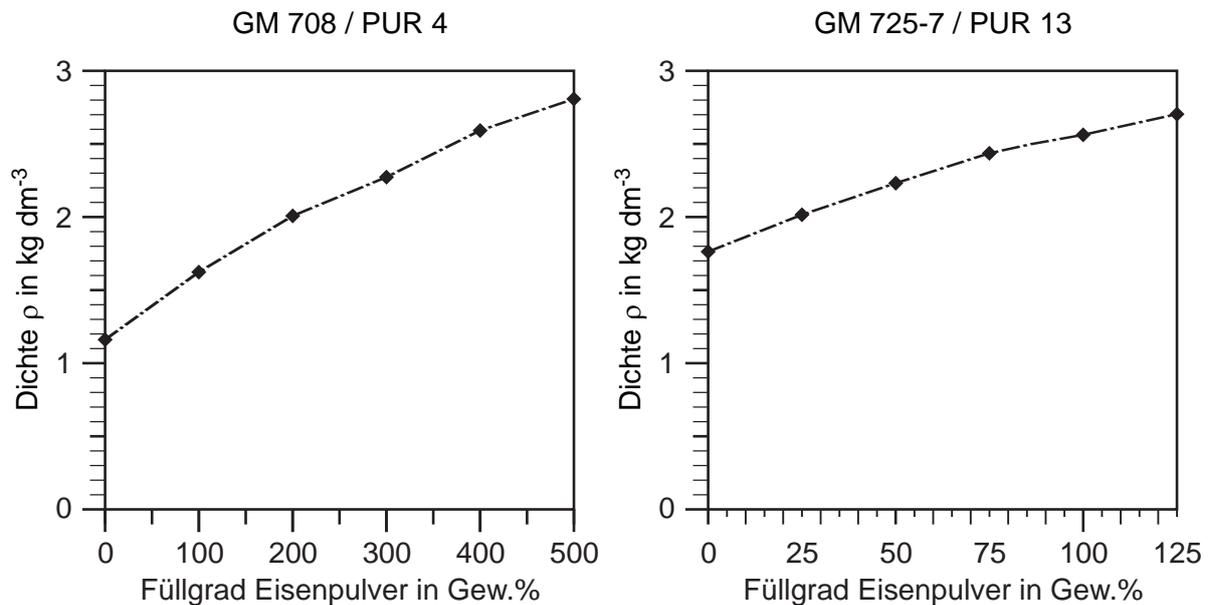


Abbildung 4.4: Dichte  $\rho$  der Polyurethane in Abhängigkeit vom Füllgrad des Eisenpulvers

zu einer bestimmten Konzentration erhöht werden. Auf die Festigkeit wirkt sich das Eisenpulver nicht aus. Allerdings ist die Steigerung des  $E$ -Moduls mit einer Erhöhung des Gewichts des Polymerhintergusses verbunden.

#### 4.1.2 Faser-Kunststoff-Verbunde

Zur Verstärkung des polymeren Werkzeuggrundkörpers des hybriden Tiefziehwerkzeugs werden Faser-Kunststoff-Verbunde aus Kohlefasern, eingebettet in einer Epoxidharzmatrix (CFK), verwendet. Wie in Kapitel 2.6 dargestellt, zeichnet sich CFK gegenüber anderen Faser-Kunststoff-Verbunden durch eine hohe Festigkeit und Steifigkeit aus.

Im hybriden Tiefziehwerkzeug werden je nach Belastung die drei Laminattypen: UD-Laminat ( $\text{UD} \hat{=} \text{unidirektional}$ ), Kreuzverbund und  $(0/90/\pm 45)$ -Laminat eingesetzt, s.a. Kapitel 2.6. Sowohl für die analytische als auch für die Betrachtung mittels der Finite-Elemente-Methode (FEM) des polymeren Werkzeuggrundkörpers unter Last ist daher die Kenntnis der mechanischen Kennwerte der drei Laminattypen erforderlich. Alle drei Laminattypen weisen ein orthotropes Materialverhalten auf, wobei im Falle der Typen UD-Laminat und  $(0/90/\pm 45)$ -Laminat der Sonderfall der Orthotropie die transversale Isotropie vorliegt, Abbildung 4.5.

Zur vollständigen Beschreibung des elastischen Orthotropieverhaltens sind neun Elastizitätsgrößen erforderlich, [161]. Dies sind die  $E$ -Module  $E_1$ ,  $E_2$  und  $E_3$ , die Poissonsahlen  $\nu_{12}$ ,  $\nu_{13}$  und  $\nu_{23}$  sowie

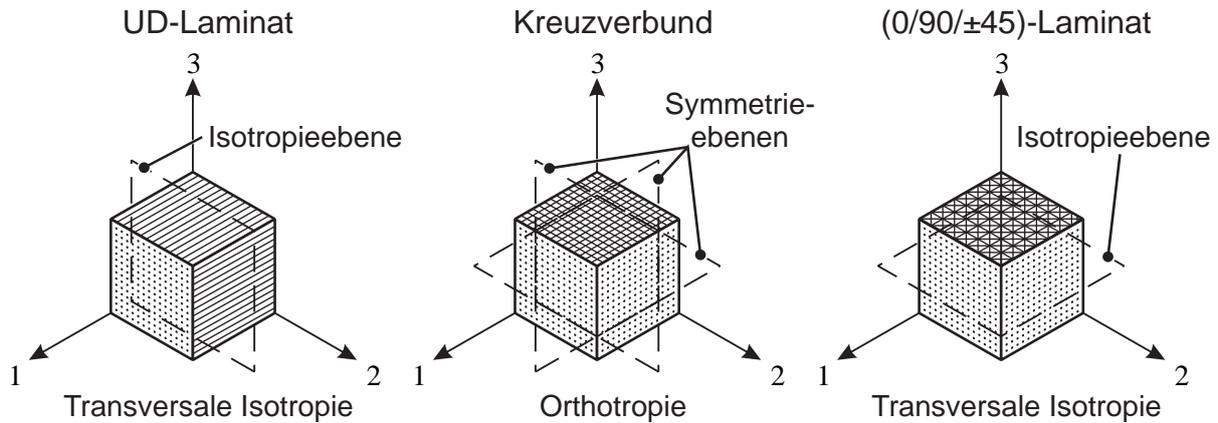


Abbildung 4.5: Volumenelemente der Laminattypen: UD-Laminat, Kreuzverbund und (0/90/±45)-Laminat und zugehöriges Elastizitätsgesetz in Anlehnung an [161]

die Schubmodule  $G_{12}$ ,  $G_{23}$  und  $G_{13}$ <sup>1</sup>. Weitere Elastizitätsgrößen sind von diesen abhängig, da durch die Orthotropie allgemein die Beziehungen:

$$\frac{\nu_{21}}{E_1} = \frac{\nu_{12}}{E_2} \quad \frac{\nu_{23}}{E_3} = \frac{\nu_{32}}{E_2} \quad \frac{\nu_{13}}{E_3} = \frac{\nu_{31}}{E_1} \quad | \text{nach [161]} \quad (4.1)$$

gegeben sind. Aufgrund der transversalen Isotropie kann die Anzahl unabhängiger Elastizitätsgrößen auf fünf reduziert werden.

Für das UD-Laminat ist die Bestimmung von  $E_1$ ,  $E_2$ ,  $\nu_{12}$ ,  $\nu_{23}$  und  $G_{12}$  ausreichend, da  $E_2 = E_3$ ,  $\nu_{21} = \nu_{31}$  und  $G_{12} = G_{13}$  gilt. Der Schubmodul  $G_{23}$  ist aufgrund der Isotropieebene mit  $E_3$  durch Gleichung 4.2 gegeben:

$$G_{23} = \frac{E_3}{2 \cdot (1 + \nu_{23})} \quad (4.2)$$

Beim (0/90/±45)-Laminat sind die Größen  $E_1$ ,  $E_3$ ,  $\nu_{12}$ ,  $\nu_{13}$  und  $G_{23}$  erforderlich. Analog zum UD-Laminat gilt hier  $E_1 = E_2$ ,  $\nu_{13} = \nu_{23}$  und  $G_{23} = G_{13}$ . Über die Isotropieebene ist der Schubmodul  $G_{12}$  analog zur Gleichung 4.2 von  $E_1$  und  $\nu_{21}$  abhängig. Da der gewählte Kreuzverbund in den Richtungen 1 und 2 gleich aufgebaut ist, müssen nur die Elastizitätsgrößen  $E_1$ ,  $E_3$ ,  $\nu_{12}$ ,  $\nu_{13}$ ,  $G_{12}$  und  $G_{13}$  ermittelt werden. Für die anderen gilt:  $E_1 = E_2$ ,  $\nu_{13} = \nu_{23}$  und  $G_{23} = G_{13}$ .

Zur Ermittlung der Festigkeitswerte sowie der Elastizitätsgrößen  $E$ -Modul und Poissonszahl werden CFK-Probekörper mit unterschiedlichen Laminataufbauten unter Zugbelastung getestet. Die Bestimmung der Kennwerte erfolgt dabei in Anlehnung an die Normen DIN EN ISO 527 Teil 4 und 5, [169, 170]. Die Aufbringung der Zugkraft mittels einer Universalprüfmaschine erfolgt bei einer Prüfungsgeschwindigkeit von 2 mm / min. Die CFK-Probekörper haben eine Länge von 100 mm, eine Breite

<sup>1</sup>Die Indizierung erfolgt, wie im deutschsprachigen Raum üblich, in der Reihenfolge *Wirkung, Ursache*, [161]

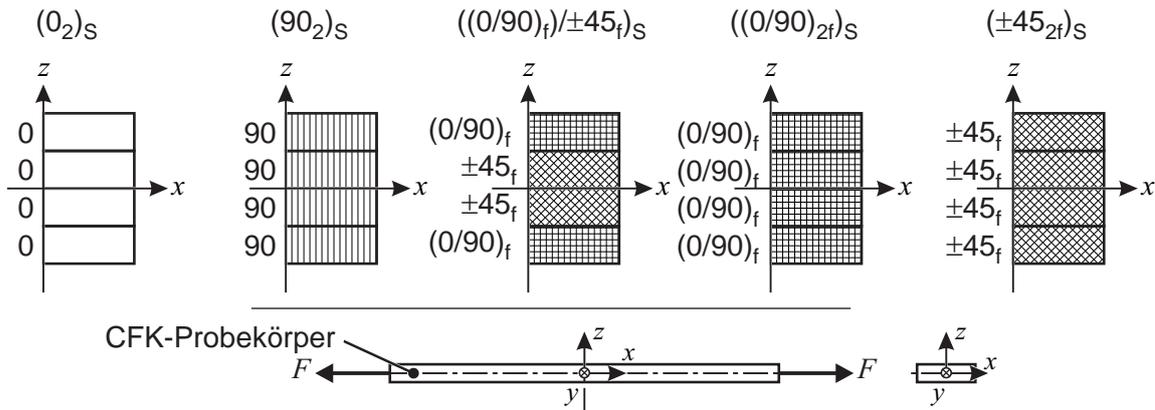


Abbildung 4.6: Schematische Darstellung des Laminataufbaus der CFK-Probekörper entsprechend der angegebenen Kodierung

von 15 mm und eine Dicke von rund 1,2 mm, welche durch vier Gewebeschichten bzw. Lagen von UD-Schichten ( $UD \hat{=} unidirektional$ ) erzielt wird, Abbildung 4.6. Die Faserrichtungen beziehen sich auf die  $X$ -Achse des Probekörpers. Für eine ausführliche Herleitung der Laminat-Kodierung sei auf [161] verwiesen<sup>2</sup>. Auf beiden Enden der Probekörper werden gemäß Norm CFK-Verstärkungen aufgeklebt.

Das CFK wird aus Kohlefaserhalbzeugen – Kohlefaserband und Kohlefasergewebe (Körperbindung) – und Epoxidharz der Fa. R&G im Handlaminierverfahren hergestellt. Die Fasern T300J der Halbzeuge von der Fa. TORAYCA haben eine Garnfeinheit von 200 tex ( $1 \text{ tex} = 1 \text{ mg} / \text{m}$ ). Als Epoxidharzsystem wird der Harz L in Kombination mit dem Härter EPH 161 verwendet. Die relativen Faservolumenanteile  $\xi$  der CFK-Probekörper, welche aus UD-Schichten aufgebaut sind, liegen bei  $\xi = 40 \%$ . Die CFK-Probekörper, basierend auf Gewebe, haben einen Faservolumenanteil von  $\xi = 35 \%$ . Grund für den Unterschied ist die geringere Packungsdichte von Fasern in Geweben [161].

Auf eine aufwendige und fehleranfällige Bestimmung der Schubmodule wird verzichtet, da Laminate durch den  $E$ -Modul dominiert werden und die weiteren Größen der Grundelastizitäten weitestgehend übertragbar sind [161]. Kennwerte für die Schubmodule werden aus der Literatur [161, 171, 172] übernommen und – sofern erforderlich – auf den jeweiligen relativen Faservolumenanteil mit Ansätzen aus [161] umgerechnet.

<sup>2</sup>Kurzinfo: Die Zahlen geben den Faserwinkel zur  $X$ -Achse des Probekörpers an. Die Zahlen im Index bezeichnen die Anzahl direkt aufeinanderfolgender Schichten. Gewebe wird mit dem Index  $f$  gekennzeichnet. Bei mittensymmetrischem Laminataufbau wird nur eine Hälfte des Aufbaus in Klammern angegeben, was durch den Index  $S$  dargestellt wird [161].

Tabelle 4.2: Elastizitätsgrößen der untersuchten Laminattypen

Laminattyp	$\xi$ in %	$E_1$	$E_2$	$E_3$	$\nu_{12}$	$\nu_{13}$	$\nu_{23}$	$G_{12}$	$G_{23}$	$G_{13}$
		in GPa						in GPa		
UD-Laminat	40	96,00	7,00	7,00	0,025	0,025	0,380	2,6	2,5	2,6
Kreuzverbund	35	45,50	45,50	7,90	0,040	0,075	0,075	2,3	2,4	2,4
(0/90/±45)-Laminat	35	32,80	32,80	7,90	0,320	0,280	0,280	12,2	2,5	2,5

Die ermittelten Elastizitätsgrößen sind in Tabelle 4.2 aufgelistet. Zur übersichtlicheren Darstellung der Orthotropien in der 1,2-Ebene sind diese mittels der makrogestützten *MS-Excel*-Anwendung *LAMICens* der Fa. R&G berechnet worden und in Abbildung 4.7 dargestellt.

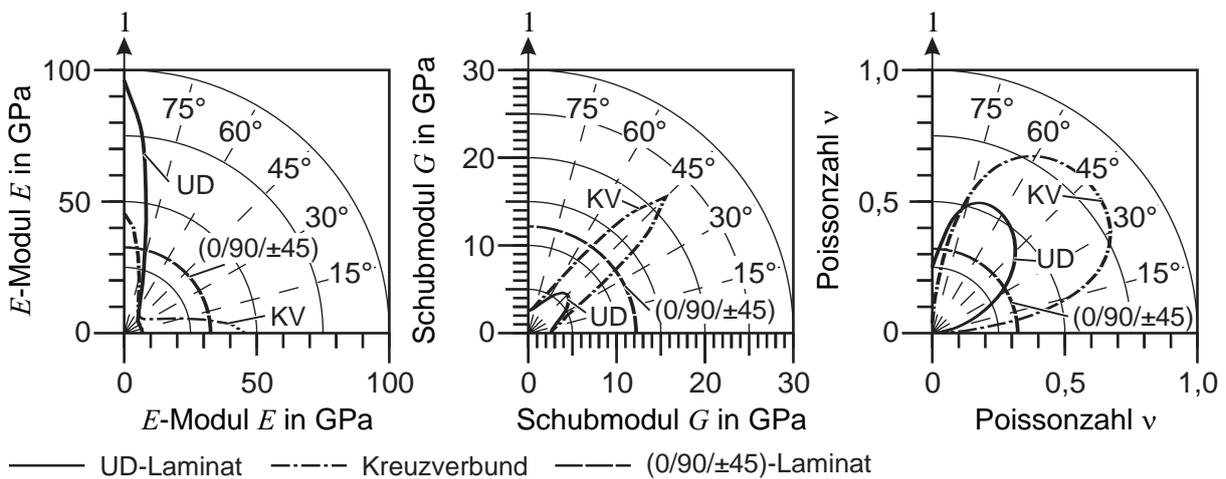


Abbildung 4.7: Richtungsabhängige Elastizitätsgrößen der untersuchten Laminattypen in der 1, 2-Ebene. Aufgrund von Symmetrien ist nur ein Quadrant dargestellt.

Insbesondere bei der Höhe des  $E$ -Moduls weist das UD-Laminat aufgrund der unidirektional ausgerichteten Fasern eine hohe Richtungsabhängigkeit auf, Abbildung 4.7. In Faserrichtung können so die höchsten  $E$ -Module aller untersuchten Laminataufbauten erzielt werden. Das Gegenteil hierzu ist das (0/90/±45)-Laminat, welches sich in der 1,2-Ebene vollkommen isotrop verhält. Dieser Laminataufbau weist im Vergleich die niedrigsten  $E$ -Module in der 1,2-Ebene auf. In Dickenrichtung (3-Richtung) werden vergleichsweise geringere  $E$ -Module erzielt, Tabelle 4.2. Diese liegen im Bereich von 7 GPa.

Der höchste Schubmodul  $G$  in der 1,2-Ebene wird im Falle des Kreuzverbundes unter 45° zu den Hauptachsen erzielt, Abbildung 4.7. Das UD-Laminat hat hingegen einen äußerst niedrigen

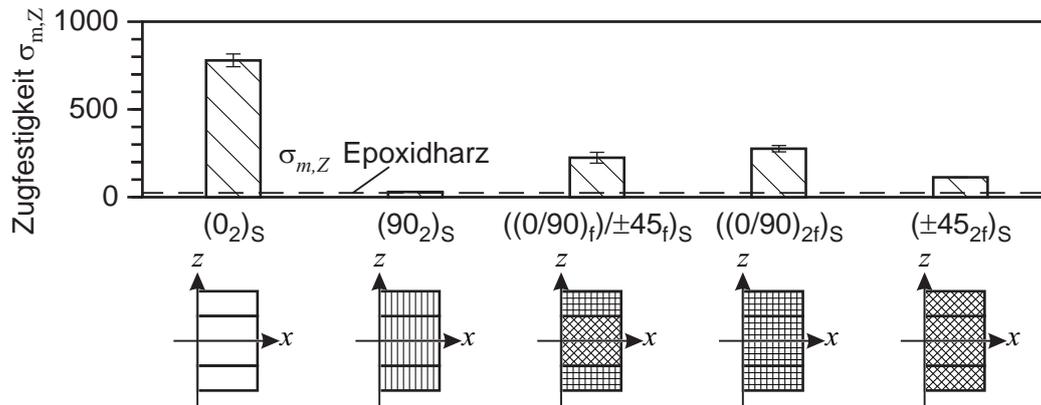


Abbildung 4.8: Zugfestigkeit verschiedener Laminataufbauten

Schubmodul. Der Schubmodul des  $(0/90/\pm 45)$ -Laminats liegt im Falle von  $45^\circ$  zu den Hauptachsen dazwischen, erreicht diesen Wert jedoch unabhängig von der Richtung. Ein quasiisotropes Verhalten zeigt sich bei diesem Laminat auch für die Poissonsahl  $\nu$ .

Die ermittelten Festigkeitswerte  $\sigma_{m,z}$  im Rahmen der Zugprüfung der fünf verschiedenen CFK-Probekörper sind in Abbildung 4.8 dargestellt. Diese Werte dienen zur vereinfachten Überprüfung der ertragbaren Spannungen des CFK im hybriden Tiefziehwerkzeug. Eine detaillierte Festigkeitsanalyse, welche auch die unterschiedlichen Versagensarten bei Faser-Kunststoff-Verbunden wie Faserbruch, Matrixversagen etc. berücksichtigt, ist im Rahmen dieser Forschungsarbeit nicht erforderlich. Der Aufwand bei der Parameterbestimmung und der Modellierung kann dadurch signifikant verringert werden.

Höchste Festigkeiten werden beim Laminataufbau  $(0_2)_S$  erreicht, welche den Festigkeiten des UD-Laminats in Faserrichtung gleichzusetzen sind. Quer zur Faserrichtung – Laminataufbau  $(90_2)_S$  – hingegen werden Zugfestigkeiten entsprechend denen des Epoxidharzes der Matrix erzielt und sind damit signifikant niedriger. Mittlere Festigkeiten werden mit den Laminataufbauten  $((0/90)_f)/\pm 45_f)_S$  ( $\hat{=}$   $(0/90/\pm 45)$ -Laminat) und  $((0/90)_{2f})_S$  ( $\hat{=}$  Kreuzverbund in 1- und 2-Richtung) erzielt. Der Laminataufbau  $(\pm 45_{2f})_S$  entspricht einer Belastung des Kreuzverbundes im  $45^\circ$ -Winkel zur 1-Richtung in der 1,2-Ebene. Hier wird nur in etwa die Hälfte der Festigkeit gegenüber der Festigkeit bei Belastungen parallel zu den Hauptrichtungen erreicht.

#### 4.1.3 Fazit: Mechanische Kennwerte für den polymeren Werkzeuggrundkörper

In diesem Kapitel sind die erzielbaren mechanischen Kennwerte des Hinterbaus des hybriden Tiefziehwerkzeugs, bestehend aus dem Polymerhintergus und der Faserverstärkung, analysiert worden.

Die Untersuchungen zeigen, dass durch die Zugabe von Eisenpulver der  $E$ -Modul des Polymerhintergusses variiert werden kann. Begrenzt ist die Zugabe durch die Fließfähigkeit des Polyurethans beim Hintergießen. Unabhängig hiervon weist der Polymerhinterguss eine wesentlich höhere Druckfestigkeit als Zugfestigkeit aus.

Die Festigkeit und der  $E$ -Modul der Faser-Kunststoff-Verbunde kann in weiten Bereichen durch unterschiedliche Laminataufbauten definiert eingestellt werden. Bei der Verwendung von Kohlefasern können so gegenüber dem Polymerhinterguss in Abhängigkeit vom Laminataufbau signifikant höhere Festigkeiten und  $E$ -Module erzielt werden. In Dickenrichtung ergeben sich hingegen keine höheren Werte des  $E$ -Moduls gegenüber dem Polymerhinterguss aus Polyurethan.

Generell sind die Werte der maximal erreichbaren  $E$ -Module sowohl des Polymerhintergusses als auch der Faserverstärkung niedriger als diejenigen von konventionellen Werkstoffen für Tiefziehwerkzeuge aus Stahl oder Gusseisen. Die dadurch bedingten Auswirkungen auf den Umformprozess sind Gegenstand des nächsten Kapitels.

## 4.2 Analyse der Werkzeugbelastungen und -elastizität

Im Tiefziehprozess treten die höchsten Werkzeugbelastungen i.d.R. am Ziehkantenradius der Matrize auf, vgl. Kapitel 2.1. Hier liegen neben den höchsten Kontaktspannungen auch Relativbewegungen zwischen dem Werkzeug und dem Blech vor. Die Analyse der Werkzeugbelastungen und Werkzeugelastizität konzentriert sich daher auf diesen Bereich.

### 4.2.1 Analytische Betrachtung

Die analytische Betrachtung der Belastungen an der Ziehkante kann aufgrund der fehlenden Möglichkeit zur analytischen Beschreibung lokaler Spannungsspitzen an der Ziehkante und der Komplexität der Wechselwirkungen zwischen Blech und Matrize nur als Näherung erfolgen.

Die wirkende Kontaktspannung  $\sigma_{p,Zk}$  am Ziehkantenradius  $R_{Zk}$  ergibt sich nach [173] zu:

$$\begin{aligned}\sigma_{p,Zk} &= \frac{s}{R_{Zk}} \cdot \sigma_{r,1} \\ &= \frac{s}{R_{Zk}} \cdot \sigma_{Fl} \cdot e^{\mu \frac{\pi}{2}}\end{aligned}\quad \text{|vgl. Gleichung 2.7} \quad (4.3)$$

Hierbei ist  $s$  die aktuelle Blechdicke,  $\sigma_{r,1}$  die radiale Spannung am Ziehkantenauslauf,  $\sigma_{Fl}$  die Spannung im Flanschbereich und  $\mu$  der Reibungskoeffizient zwischen Blech und Ziehkantenradius, vgl. Kapitel 2.1.3. Gleichung 4.3 gilt, sofern die Blechdicke gegenüber dem Radius der neutralen Faser der Biegelinie klein ist [173]. Für die Spannung im Flanschbereich  $\sigma_{Fl}$  können je nach gewähltem Berechnungsansatz die Gleichungen 2.8 oder 2.9 eingesetzt werden. Wie in Kapitel 2.1.3 jedoch gezeigt,

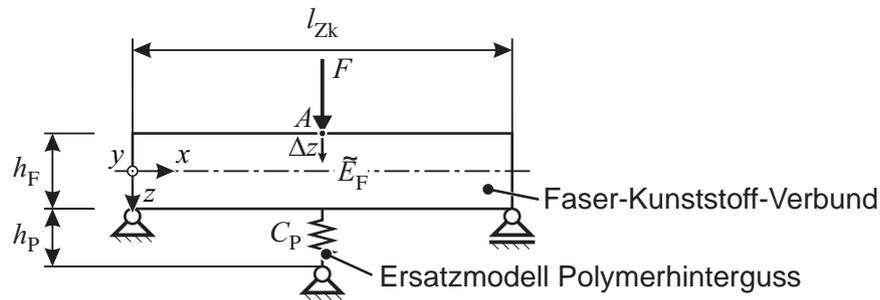


Abbildung 4.9: Ersatzmodell zur Analyse der Verschiebungen an der Ziehkante

können durch die Vereinfachungen des Modells, wie z.B. die Verwendung der EYTELWEIN-Gleichung, lokale Spannungsspitzen und demzufolge auch lokale Kontaktspannungen nicht abgebildet werden.

Aufgrund der geometrischen Gegebenheiten der Matrize an der Ziehkante kann das Verhältnis Länge zu Breite nicht als groß angesehen werden, sodass die BERNOULLISCHEN Annahmen [174] streng genommen nicht gelten. Denkbar ist eine Beschreibung der Werkzeugelastizität durch die Verwendung eines elastisch gebetteten Trägers, s.a. [175]. Hierbei würde die Bettung durch den Polymerhinterguss und der Träger durch den Faser-Kunststoff-Verbund charakterisiert. Es ist allerdings nicht möglich, direkt aus dem  $E$ -Modul des Polymerhintergusses auf eine Bettungszahl zu schließen [175]. Ebenso ist die Lösung des Gleichungssystems für elastisch gebettete Träger allgemein so komplex, dass der Einfluss der Parameter auf das Ergebnis nur bedingt erkennbar ist [175].

Aufgrund der oben genannten Gründe wird daher nur ein stark vereinfachtes Ersatzmodell der Ziehkante, welches auch die Krümmung an der Ziehkante vernachlässigt, angenommen, Abbildung 4.9. Die Anwendung dieses Modells beschränkt sich auf eine Aussage zur Verschiebung  $\Delta z$  im Punkt  $A$  aufgrund der Kontaktspannung in Abhängigkeit der Dicke des Faser-Kunststoff-Verbundes  $h_F$  und der  $E$ -Module des Polymerhintergusses und Faser-Kunststoff-Verbundes. Hierbei wird die Kontaktspannung  $\sigma_{p,Zk}$  durch eine Einzellast  $F$  substituiert:

$$F = \sigma_{p,Zk} \cdot l_{Zk} \cdot b \tag{4.4}$$

Die Länge  $l_{Zk}$  repräsentiert die Ziehkantenlänge. Bei einem Ziehkantenwinkel von  $\gamma_{Zk} = 90^\circ$  ergibt sich die Länge  $l_{Zk}$  so zu:

$$l_{Zk} = \frac{1}{2} \cdot \pi \cdot R_{Zk} \tag{4.5}$$

Der Wert  $b$  stellt die Breite des Ersatzmodells dar. Der Polymerhinterguss wird durch eine einzelne Ersatzfeder mit der Federsteifigkeit  $C_P$  abgebildet:

$$C_P = \frac{E_P \cdot A_P}{h_P} \tag{4.6}$$

Hierbei ist  $E_P$  der  $E$ -Modul des Polymerhintergusses,  $A_P$  die theoretische Querschnittsfläche der Ersatzfeder und  $h_P$  deren Länge. Der Faser-Kunststoff-Verbund wird als ein Träger mit dem ideellen  $E$ -Modul  $\tilde{E}_F$ , der Breite  $b$  und der Dicke  $h_F$  charakterisiert. Ein ideeller  $E$ -Modul wird zur vereinfachten Darstellung der Orthotropie des Faser-Kunststoff-Verbundes verwendet, s.a. Kapitel 4.1.2.

Unter Einbeziehung der beiden Gleichungen 4.4 und 4.6 ergibt sich so für die Verschiebung  $\Delta z$ , s.a. ausführliche Herleitung im Anhang A.1.1:

$$\begin{aligned} \Delta z &= \frac{F \cdot l_{Zk}^3}{48 \cdot \tilde{E}_F \cdot I + l_{Zk}^3 \cdot C_P} \\ &= \frac{\sigma_{p,Zk} \cdot l_{Zk}^4 \cdot b}{\underbrace{4 \cdot \tilde{E}_F \cdot b \cdot h_F^3}_{\text{FKV}} + \underbrace{l_{Zk}^3 \cdot E_P \cdot \frac{A_P}{h_P}}_{\text{Polymer}}} \end{aligned} \tag{4.7}$$

Eine grafische Darstellung dieser Gleichung ist in Abbildung 4.10 gegeben. Die Verschiebung  $\Delta z$  ist hier als bezogene Größe  $\Delta z'$  angegeben, welche der Quotient aus  $\Delta z$  zu  $l_{Zk}$  ist. Da es sich um ein stark vereinfachtes Ersatzmodell handelt, ist der qualitative Verlauf der Verschiebung von Interesse, nicht aber die absolute Höhe der Verschiebung  $\Delta z$ . Für die grafische Darstellung wird  $A_P = 25 \text{ mm}^2$ ,  $l_{Zk} = 10 \text{ mm}$ ,  $h_P = 40 \text{ mm}$  und  $\sigma_{p,Zk} = 100 \text{ MPa}$  gewählt.

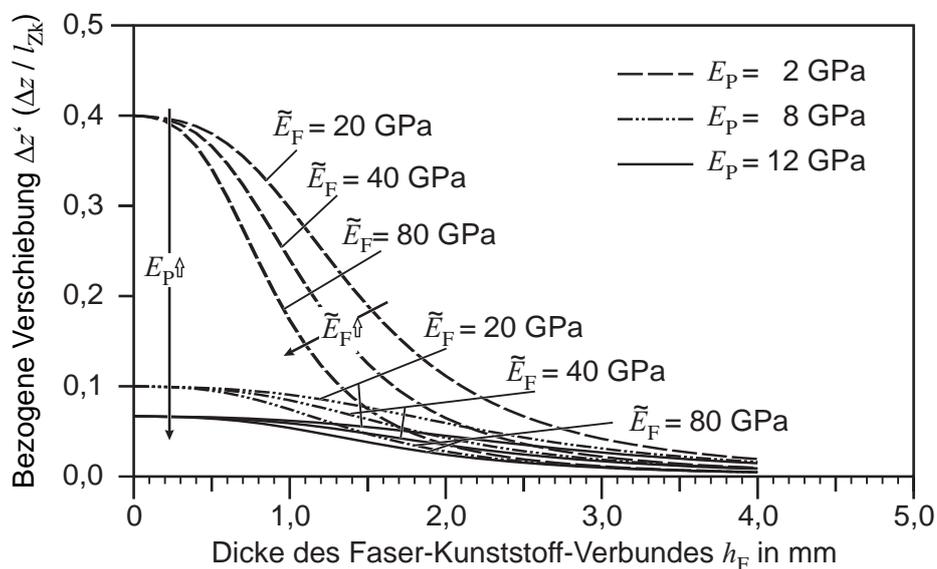


Abbildung 4.10: Schematische Darstellung der Gl. 4.7 der bezogenen Verschiebung  $\Delta z'$  unter Last

Aus der Abbildung 4.10 wird ersichtlich, dass eine Erhöhung der  $E$ -Module des Faser-Kunststoff-Verbundes  $\tilde{E}_F$  bzw. Polymerhintergusses  $E_P$  zu einer Verringerung der bezogenen Verschiebung  $\Delta z'$  führt. Die Dicke des Faser-Kunststoff-Verbundes  $h_F$  wirkt sich umgekehrt kubisch auf  $\Delta z'$  aus,

wobei die Höhe des Einflusses vom  $E$ -Modul  $E_P$  des Polymerhintergusses abhängt. Je niedriger dieser ist, desto größer wirkt sich die Dicke  $h_F$  aus.

Zur Beschreibung dieses Effekts kann das Verhältnis  $\chi_{FKV, Polymer}$  definiert werden:

$$\chi_{FKV, Polymer} = \frac{4 \cdot \tilde{E}_F \cdot b \cdot h_F^3}{l_{Zk}^3 \cdot E_P \cdot \frac{A_P}{h_P}} \quad (4.8)$$

Aus der Gleichung 4.7 wird ersichtlich, dass in Abhängigkeit des Verhältnisses  $\chi_{FKV, Polymer}$  sich die Eigenschaften des Faser-Kunststoff-Verbundes oder des Polymerhintergusses stärker auf die Verschiebung  $\Delta z$  auswirken. Für die beiden Terme gilt jeweils, dass sich eine Veränderung des  $E$ -Moduls linear auswirkt.

Bei dieser analytischen Betrachtung muss allerdings berücksichtigt werden, dass von einer Biegebelastung ausgegangen wird, was durch die lokal variierenden und höheren Kontaktspannungen an der Ziehkante gegenüber dem Flanschbereich angenommen werden kann. Im Flanschbereich liegt i.d.R. eine homogene Druckbelastung vor, sodass die Annahme nur teilweise zutrifft. In diesem Fall kann das System Faser-Kunststoff-Verbund und Polymerhinterguss eher als eine Reihenschaltung von Federelementen angesehen werden. Hier wirkt sich die Dicke des Faser-Kunststoff-Verbundes  $h_F$  in Abhängigkeit des Verhältnisses der beiden  $E$ -Module nur linear auf die Höhe des Einflusses des Faser-Kunststoff-Verbundes aus.

#### 4.2.2 Blechwerkstoffe und Werkzeuggeometrien

Für die numerischen und experimentellen Analysen der Werkzeugbelastung und -elastizität wird eine Napfgeometrie verwendet. Die Geometrien der Werkzeuge und deren Aufbau ist in Abbildung 4.11 dargestellt. Die Ziehtiefe  $z_t$  beträgt 22,5 mm bei einem Rondenausgangsdurchmesser  $D_0$  von 90 mm.

Für die Umformung wird sowohl ein weicher Tiefziehstahl der Güte DC04 sowie ein höherfester Stahl HCT600X (DP600) berücksichtigt. Die mechanischen Kennwerte der eingesetzten Blechwerkstoffe werden mittels Zugversuchen nach DIN EN 10002-1 [176] ermittelt, Tabelle 4.3 und Abbildung 4.12. Die Extrapolation der Fließkurven für höhere Umformgrade erfolgt nach dem SWIFT-Ansatz [177].

#### 4.2.3 Numerische Untersuchungen

Zur genaueren Beurteilung der Spannungen und Verformungen des Werkzeuges im Tiefziehprozess im Vergleich zur analytischen Betrachtung des vorherigen Abschnitts wird der Prozess mittels der Finite-Elemente-Methode mit dem Programm LS-DYNA<sup>®</sup> modelliert, Abbildung 4.13.

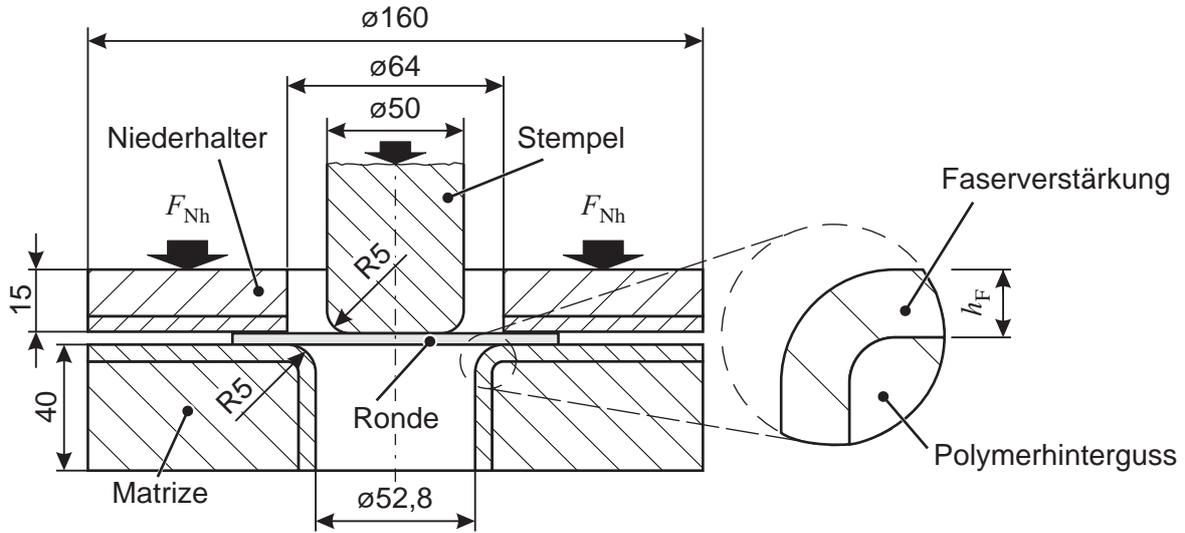


Abbildung 4.11: Geometrien der faserverstärkten Werkzeuge zur Umformung von Näpfen

Tabelle 4.3: Kennwerte der eingesetzten Blechwerkstoffe DC04 und HCT600X

Werkstoff	$\rho$	$s_0$	$E$	$R_m$	$R_{p0,2}$	$A_{80}$	$n$	Anisotropie		
	in $\frac{\text{kg}}{\text{dm}^3}$	in mm	in GPa	in MPa	in MPa	in %		$r_0$	$r_{45}$	$r_{90}$
DC04	7,86	1	206	330	170	40	0,23	1,71	1,22	1,91
HCT600X	7,86	1	213	630	377	25	0,22	0,74	0,93	0,97

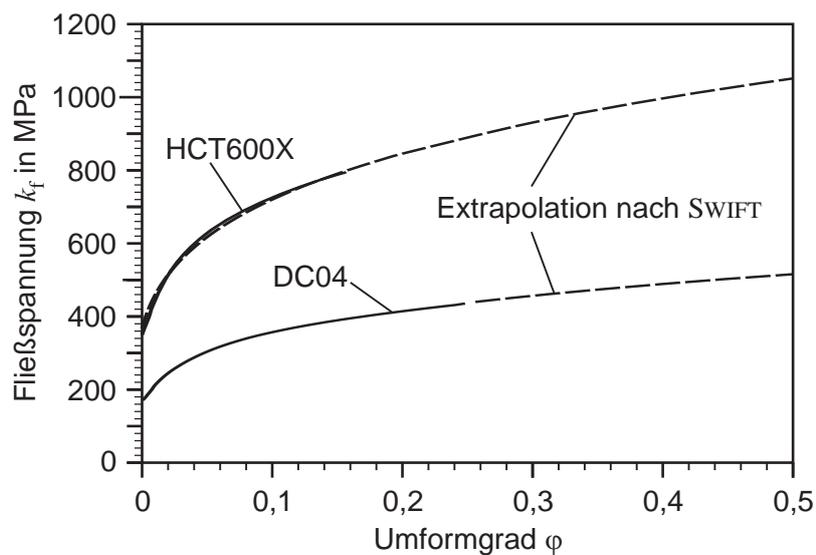


Abbildung 4.12: Fließkurven der eingesetzten Blechwerkstoffe DC04 und HCT600X

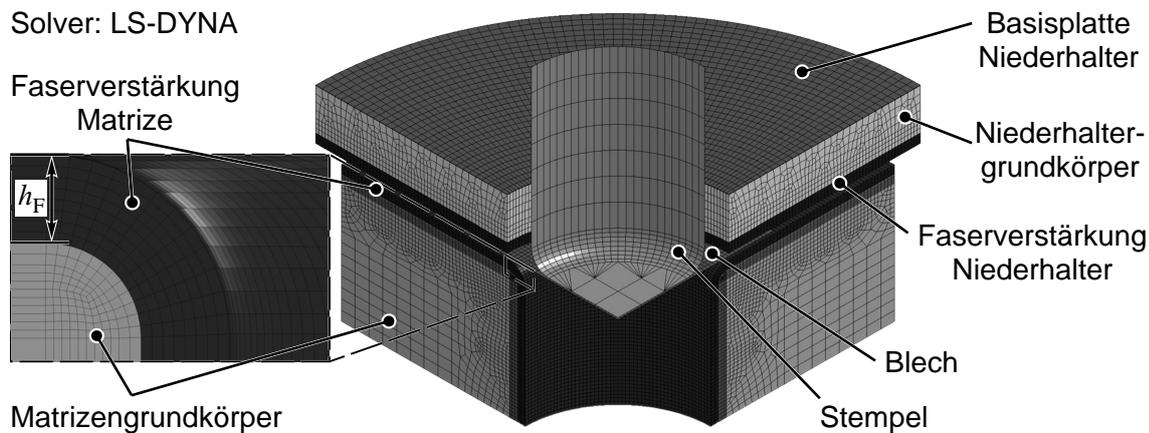


Abbildung 4.13: Finite-Elemente-Modell zur Simulation des Tiefziehens von Näpfen mit Werkzeugen auf Polymerbasis

Aufgrund der Symmetrien erfolgt zur Verkürzung der Rechenzeiten nur die Simulation eines Viertelmodells der Napfgeometrie. Das Blech hat im Ausgangszustand eine Elementkantenlänge von 1 mm. Eine Netzverfeinerung wird nicht verwendet. Modelliert ist das Blech durch BELYTSCHKO-TSAY-Schalenelemente mit sieben Integrationspunkten über der Blechdicke. Als Werkstoffmodell wird HILL'48 verwendet [178].

Der Stempel und die Basisplatte des Niederhalters, welche zur Aufbringung der Niederhalterkraft dient, sind als Starrkörper durch Schalenelemente (BELYTSCHKO-TSAY) abgebildet. Der Niederhalter und die Matrice – jeweils bestehend aus dem Grundkörper und der Faserverstärkung – sind aus Hexaederelementen aufgebaut und elastisch modelliert. Die Verbindung zwischen der Faserverstärkung und dem Grundkörper erfolgt als feste Verbindung über gemeinsam definierte Knoten. Die Grundkörper sind jeweils mit einem linear-elastischen Werkstoffmodell modelliert, wobei die Kennwerte entsprechend Kapitel 4.1.1 eingesetzt worden sind. Die Faserverstärkung wird zur Berücksichtigung des richtungsabhängigen Werkstoffverhaltens mit einem orthotropen Materialmodell (Materialtyp 02) abgebildet. Die Kennwerte der drei berücksichtigten Laminattypen UD-Laminat, Kreuzverbund und (0/90/±45)-Laminat sind in Kapitel 4.1.2 gegeben. Zur Vermeidung sehr kleiner Elementdicken entspricht eine Lage CFK-Gewebe der Dicke eines Hexaederelements (0,3 mm) in der Simulation.

Für die numerischen Untersuchungen wird der Reibungskoeffizient  $\mu$  konstant auf 0,1 für die Oberfläche aller Werkzeugwerkstoffe gesetzt, um so eine höhere Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu erzielen, vgl. auch Kapitel 6. Die Niederhalterkraft  $F_{Nh}$  beträgt 25 kN für die Simulation des Blechwerkstoffs DC04 und 50 kN für die von HCT600X. Diese Werte wurden in numerischen Voruntersuchungen mit starrkörpermodellierten Werkzeugen ermittelt und erlauben gemäß Formänderungsdiagramm eine falten- und rissfreie Umformung der Blechwerkstoffe.

Tabelle 4.4: Untersuchte Parameter faserverstärkter Tiefziehwerkzeuge zur Umformung von Näpfen aus HCT600X

Parameter	Variationsstufen		
Faser-Kunststoff-Verbund	UD-Laminat	Kreuzverbund	(0/90/±45)-Laminat
$E$ -Modul Polymerhinterguss $E_P$	2 GPa	8 GPa	12 GPa
entspricht Polymer	GM 708	GM 725-7	GM 725-7 mit 75 Gew.% Fe
Dicke des Faser-Kunststoff-Verbundes $h_F$	1,2 mm	2,4 mm	3,6 mm

Im Rahmen der numerischen Untersuchung werden der Laminattyp, der  $E$ -Modul des Polymerhintergusses und die Dicke des Faser-Kunststoff-Verbundes in jeweils drei Stufen variiert, Tabelle 4.4. Die Werte orientieren sich hierbei zum einen an den ermittelten Kennwerten des Polymerhintergusses (vgl. Kapitel 4.1.1) sowie an einer praktikablen Dicke des Faser-Kunststoff-Verbundes. Da gegenüber dem Grundkörper der Faser-Kunststoff-Verbund höhere Kosten verursacht, wird eine so geringe Faserverstärkung wie möglich angestrebt. Eine Lage CFK entspricht hierbei 0,3 mm. Die Ausrichtung der Lamine erfolgt immer so, dass die 1-Ebene in radialer Richtung liegt.

In zusätzlichen Simulationen wird der Faser-Kunststoff-Verbund weggelassen und die Werkzeuge, bestehend aus Vollmaterial, werden mit den drei unterschiedlichen  $E$ -Modulen des Polymerhintergusses modelliert. Zum Vergleich werden konventionelle Werkzeuge aus Stahl ( $E = 210$  GPa) und Gusseisen ( $E = 110$  GPa) simuliert.

Die untersuchten Größen sind sowohl die Kontaktspannungen als auch Spannungen im Werkzeug und die Verschiebungen der Ziehkante unter Last. Da der härteste Werkstoff HCT600X den kritischeren Belastungsfall darstellt, wird nachfolgend nur dieser ausführlich behandelt. Die Ergebnisse gelten prinzipiell auch für den weichen Tiefziehstahl DC04. Doch sind aufgrund der geringen Festigkeiten sowohl die Spannungen als auch die Verschiebungen im Werkzeug deutlich niedriger.

Als Repräsentant für die durchgeführten Berechnungen ist in Abbildung 4.14 die farbliche Darstellung der Vergleichsspannung  $\sigma_V$  nach VON MISES für eine Matrize aus Polyurethan GM 725-7 /PUR 13 ( $E_P = 8$  GPa) mit einer 2,4 mm dicken Faserverstärkung aus einem CFK-Kreuzverbund bei der Umformung des härtesten Stahlwerkstoffs HCT600X gegeben. In dieser Abbildung wird deutlich, dass die höheren Spannungen von der Faserverstärkung aufgenommen werden. Des Weiteren zeigt sich, wie im vorherigen Kapitel und Kapitel 2.1.3 erwähnt, dass die Kontaktspannungen über der Ziehkante nicht homogen verteilt sind. Die weitere Auswertung der

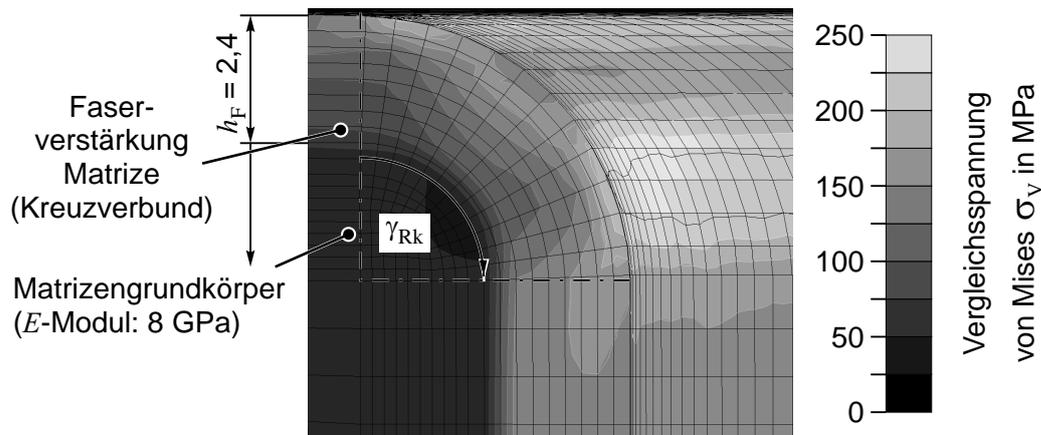


Abbildung 4.14: Numerisch berechnete Vergleichsspannung  $\sigma_V$  nach VON MISES an der Ziehkante

Ergebnisse der Finite-Element-Simulationen erfolgt entlang der Ziehkante auf der in Abbildung 4.14 dargestellten Schnittebene.

In Abbildung 4.15 ist die berechnete Kontaktspannung  $\sigma_{p,Zk}$  entlang der Ziehkante bei der Umformung von HCT600X dargestellt. Im linken Teil der Abbildung ist der  $E$ -Modul des Werkzeugwerkstoffs variiert worden, wobei hier keine Faserverstärkung modelliert worden ist. Es zeigt sich, dass mit steigendem  $E$ -Modul des Werkzeugwerkstoffs sowohl die Höhe der Kontaktspannung steigt als auch die Spannungsspitzen sich stärker ausbilden. Bei einem  $E$ -Modul größer als  $E_P = 2$  GPa bilden sich signifikant zwei Spannungsspitzen im Bereich des Ziehkanteneinlaufes und beim Winkel an der Ziehkante von  $\gamma_{Zk} = 60^\circ$  aus. Der Verlauf der Kontaktspannung entlang der Ziehkante bei einem  $E$ -Modul von  $E_P = 2$  GPa ist nahezu homogen auf einem konstanten Niveau. Sofern eine Faserverstärkung eingesetzt wird, zeigt sich jedoch auch bei diesem Werkzeug- $E$ -Modul eine inhomogene Kontaktspannungsverteilung, wie im rechten Teil der Abbildung 4.15 dargestellt. Hierbei werden die höchsten Kontaktspannungen beim Einsatz des (0/90/ $\pm$ 45)-Laminats erreicht. Im Bereich des Ziehkanteneinlaufes zeigen sich höhere Werte beim Kreuzverbund gegenüber dem UD-Laminat. Dies ist beim Winkel  $\gamma_{Zk} = 60^\circ$  genau umgekehrt. Die ermittelten Kontaktspannungsverläufe beim Einsatz des Faser-Kunststoff-Verbundes sind nahezu identisch für die anderen Parameterkonfigurationen mit größerer Dicke  $h_F$  und höherem  $E$ -Modul des Polymerhintergusses und daher hier nicht dargestellt.

Wie in Kapitel 2.1.3 gezeigt, sind die Ursachen für die Ausprägung der Spannungsspitzen sowohl auf die Biegung des Blechs unter Zug als auch auf die Vergrößerung der Kontaktfläche zwischen Blech und Matrize durch elastische Verformung der Matrize zurückzuführen. Im Falle der Faserverstärkung kommt zusätzlich das orthotrope Werkstoffverhalten zum Tragen. So beträgt der  $E$ -Modul in Dickenrichtung (3-Richtung) mindestens  $E_3 \geq 7$  GPa (s.a. Tabelle 4.2), wobei dieser beim UD-Laminat im Vergleich zu den anderen Laminaten am niedrigsten ist. Auf der anderen Sei-

te hat das UD-Laminat in 1-Richtung den höchsten und das (0/90/±45)-Laminat den niedrigsten  $E$ -Modul. Der ermittelte Kontaktspannungsverlauf ist daher auf das orthotrope Werkstoffverhalten unter Druck- und Biegebelastung zurückzuführen.

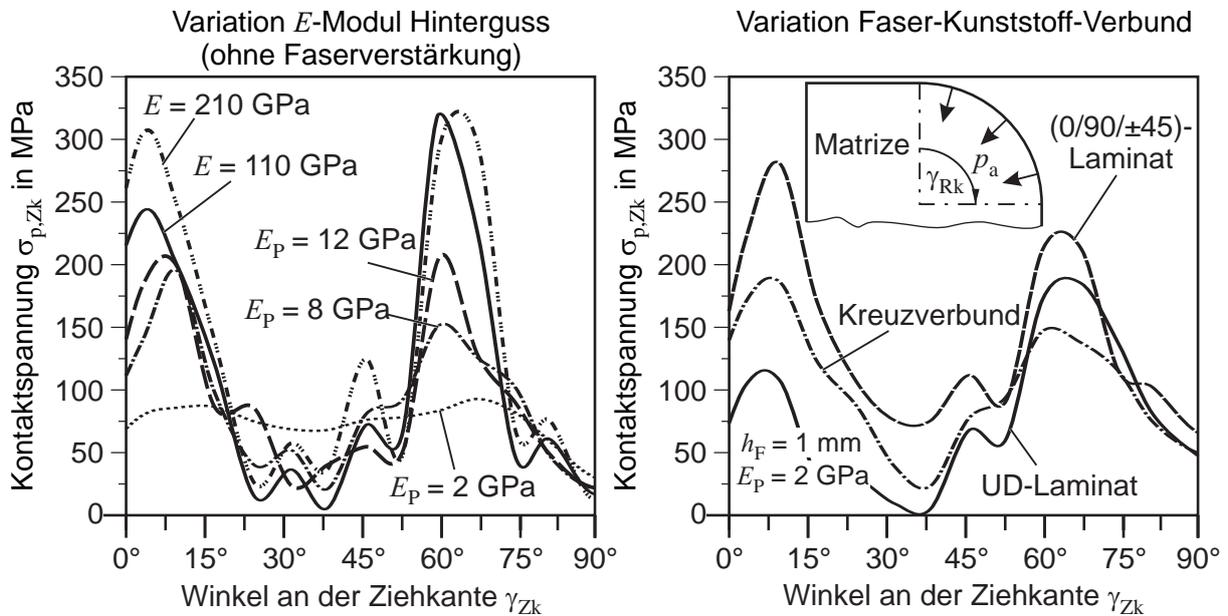


Abbildung 4.15: Numerisch berechnete Kontaktspannung  $\sigma_{p,Zk}$  in Abhängigkeit des Winkels  $\gamma_{Zk}$  an der Ziehkante

Die berechnete Verschiebung an der Ziehkante unter Last bei der Umformung des höherfesten Stahlwerkstoffs HCT600X ist in Abbildung 4.16 dargestellt. Bei einer reinen Variation des  $E$ -Modells des Grundkörpers zeigt sich eine nahezu homogene Verschiebung  $\Delta z$  entlang der Ziehkante. Mit steigendem  $E$ -Modul verringert sich die Höhe der Verschiebung  $\Delta z$  umgekehrt proportional, wie dies auch im analytischen Ersatzmodell (vgl. Gleichung 4.7) ermittelt wurde. Im Falle einer Variation des Laminattyps – dargestellt im rechten Teil der Abbildung 4.16 – verringert sich die Verschiebung  $\Delta z$  bei größeren Winkeln  $\gamma_{Zk}$  im Vergleich zu derjenigen am Ziehkanteneinlauf. Die niedrigsten Verschiebungen  $\Delta z$  werden beim Einsatz des UD-Laminats und die höchsten beim (0/90/±45)-Laminat erzielt. Die Verringerung der Verschiebung  $\Delta z$  bei größerem Winkel  $\gamma_{Zk}$  ist auf das orthotrope Werkstoffverhalten der Faserverstärkung zurückzuführen. So wird im Bereich des Ziehkanteneinlaufes der Faser-Kunststoff-Verbund eher auf Druck in 3-Richtung und Biegung belastet. Im Bereich des Ziehkantenauslaufes bei größerem Winkel  $\gamma_{Zk}$  wirkt die Stempelkraft insbesondere in 1-Richtung der Fasern und somit in eine Vorzugsrichtung der eingesetzten Laminats, die durch den im Vergleich zu den anderen Richtungen größten  $E$ -Modul  $E_1$  charakterisiert wird. Wie im analytischen Ersatzmodell gezeigt, verringert sich die Verschiebung  $\Delta z$  mit steigendem  $E$ -Modul des Faser-

Kunststoff-Verbundes. Da die 1-Richtung der Faser-Kunststoff-Verbunde in radialer Richtung ist, werden die Biegeeigenschaften der Faser-Kunststoff-Verbunde durch die Höhe des  $E$ -Moduls  $E_1$  dominiert. Dieser ist beim  $(0/90/\pm 45)$ -Laminat am niedrigsten und beim UD-Laminat am höchsten. Dementsprechend nimmt die Höhe der Verschiebung in der Reihenfolge  $(0/90/\pm 45)$ -Laminat, Kreuzverbund und UD-Laminat ab.

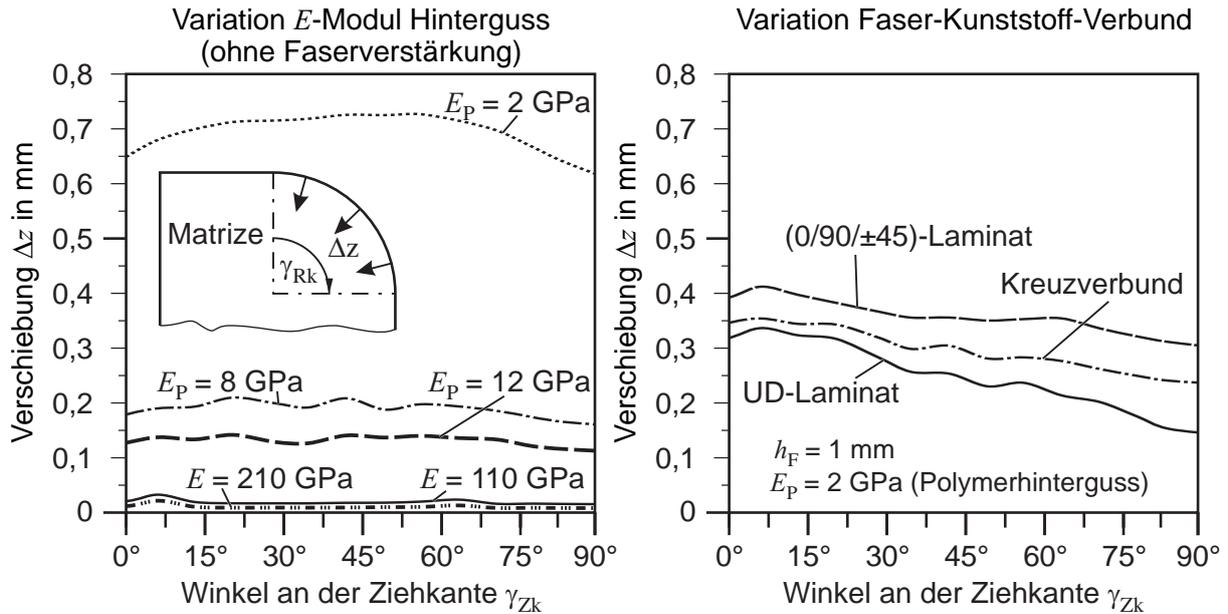


Abbildung 4.16: Numerisch berechnete Verschiebung in Abhängigkeit des Winkels  $\gamma_{Zk}$  an der Ziehkante

Für die weiteren Analysen wird aufgrund einer höheren Übersichtlichkeit auf eine Verlaufsdarstellung der Ergebnisgrößen über der Ziehkante verzichtet und nur der jeweils maximale Wert für die einzelnen Werkzeugkonfigurationen in Abhängigkeit von Parametergrößen dargestellt.

In Abbildung 4.17 ist die jeweils maximale Verschiebung  $\Delta z$  an der Ziehkante in Abhängigkeit des Laminattyps, der Dicke des Faser-Kunststoff-Verbundes  $h_F$  und des  $E$ -Moduls des Polymerhintergusses bei der Umformung von HCT600X dargestellt. Unabhängig vom gewählten Laminattyp verringert sich die Verschiebung  $\Delta z$  mit steigender Dicke  $h_F$  des Faser-Kunststoff-Verbundes. Dieser Effekt ist umso größer, je niedriger der  $E$ -Modul des Polymerhintergusses ist. Bei einem  $E$ -Modul von  $E_p = 2$  GPa wird dieser Effekt besonders deutlich. Hier kann die maximale Verschiebung bereits durch den Einsatz einer  $h_F = 1,2$  mm dicken Faserverstärkung um rund die Hälfte reduziert werden. Dieses Verhalten kann qualitativ durch das analytische Ersatzmodell beschrieben werden, vgl. Gleichung 4.7 und Abbildung 4.10. Ein niedriger  $E$ -Modul des Polymerhintergusses verschiebt den Einfluss auf die Verschiebung – ausgedrückt durch das Verhältnis  $\chi_{FKV, Polymer}$  (s. Gl. 4.8) – hin zum Faser-

Kunststoff-Verbund. Die Dicke  $h_F$  des Faser-Kunststoff-Verbundes geht dabei umgekehrt kubisch ein. Sofern sich der Einfluss des Faser-Kunststoff-Verbundes durch den Einsatz höherer  $E$ -Module des Polymerhintergusses verringert, wirkt sich auch die Dicke  $h_F$  entsprechend geringer aus.

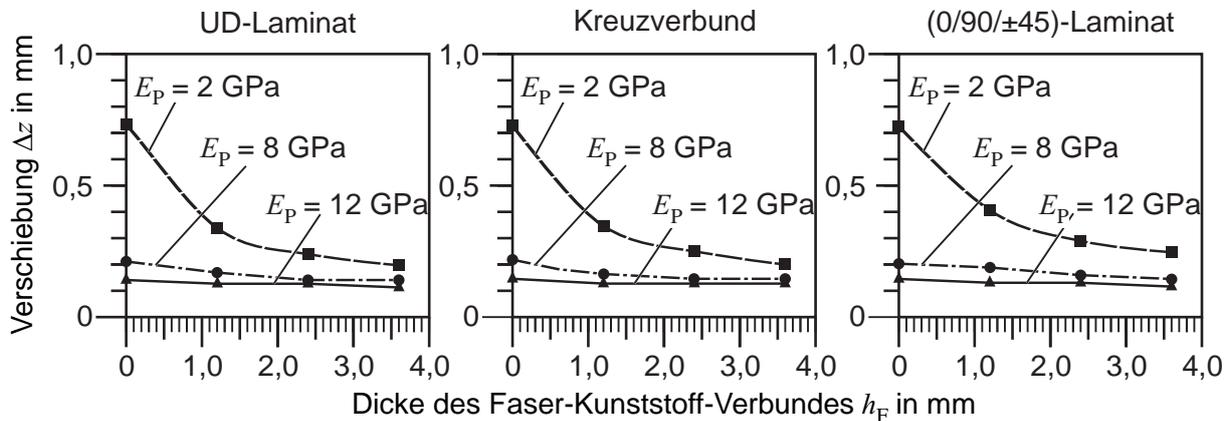


Abbildung 4.17: Numerisch berechnete maximale Verschiebung an der Ziehkante

Die maximalen Vergleichsspannungen  $\sigma_{V,F}$  im Faser-Kunststoff-Verbund sind in Abbildung 4.18 bei der Umformung von HCT600X dargestellt. Hierbei zeigt sich, dass je niedriger der  $E$ -Modul des Polymerhintergusses ist, desto höhere Spannungen werden im Faser-Kunststoff-Verbund induziert. Mit steigender Dicke  $h_F$  der Faserverstärkung verringert sich die Spannung. Höchste Spannungswerte werden im UD-Laminat erreicht, niedrigste Werte im Falle des Einsatzes des (0/90/±45)-Laminats.

Ursache für die Abhängigkeit der Spannungen von dem  $E$ -Modul des Polymerhintergusses ist in der Charakteristik von Verbundkörpern zu finden. Zur Erläuterung kann die Faserverstärkung und der Polymerhinterguss als Verbundstab angesehen werden, wobei eine feste Verbindung zwischen den beiden Werkstoffen besteht. Beim Aufbringen einer Normalkraft in Stabrichtung in der neutralen Faser würden sich die induzierten Normalspannungen entsprechend den Verhältnissen der  $E$ -Module der einzelnen Werkstoffe aufteilen, s.a. [179]. Diese Charakteristik ist auch hier erkennbar, wenn auch keine reine Belastung in Normalenrichtung vorliegt, sondern sich die Verhältnisse durch die Überlagerung von Biegung und Querkräften komplexer darstellen. Da die  $E$ -Module der Faserverstärkung in Faserebene (1, 2-Ebene) im Vergleich zum  $E$ -Modul des Polymerhintergusses ein Vielfaches betragen, sind allerdings auch die Spannungen in der Faserverstärkung höher. Durch die Steigerung der Dicke  $h_F$  vergrößert sich die Querschnittsfläche der Faserverstärkungen, sodass bei gleicher äußerer Belastung der Fasern die auftretenden Spannungen geringer sind.

Dieser Effekt bildet sich auch im Polymerhinterguss ab, Abbildung 4.19. Die Abbildung zeigt die maximale Vergleichsspannung  $\sigma_{V,P}$  nach VON MISES im Polymerhinterguss bei der Umformung von HCT600X. Je höher der  $E$ -Modul des Polymerhintergusses, desto größer sind die auftretenden

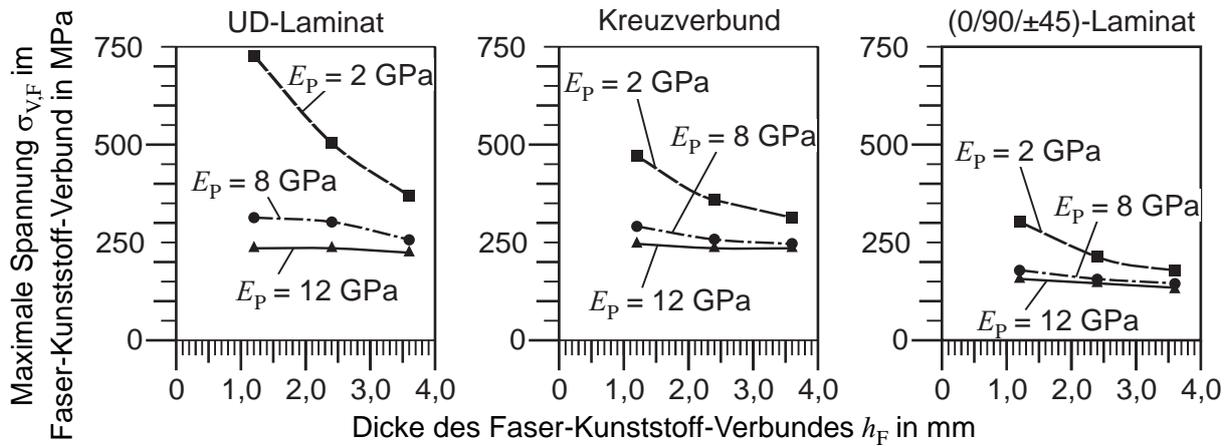


Abbildung 4.18: Numerisch berechnete maximale Vergleichsspannung  $\sigma_{V,F}$  nach VON MISES im Faser-Kunststoff-Verbund an der Ziehkante

Spannungen, da die Unterschiede zwischen den  $E$ -Modulen der Faserverstärkung und des Polymerhintergusses sich verringern.

Mit steigender Dicke  $h_F$  nehmen die maximalen Spannungen im Polymerhinterguss ab, da sich der Querschnitt der steiferen Faserverstärkung vergrößert und dadurch mehr Kräfte aufnimmt. Hierbei kann insbesondere bei der Verwendung des Laminattyps Kreuzverbund bereits bei geringen Dicken  $h_F$  der Faserverstärkung eine signifikante Reduzierung der auftretenden Spannungen im Polymerhinterguss erzielt werden. Im Falle des UD-Laminats wird erst bei höheren Faserdicken eine Reduzierung der auftretenden Spannungen im Polymerhinterguss erzielt.

Ursache hierfür ist die Ausrichtung des UD-Laminats. Die 1-Richtung des Laminats, welche die mit dem höchsten  $E$ -Modul ist (vgl. 4.7), liegt in radialer Richtung der Matrize. In tangentialer Richtung hat das UD-Laminat mit  $E_2 = 7$  GPa einen wesentlich geringeren  $E$ -Modul ( $E_1 = 96$  GPa, vgl. Tabelle 4.2), sodass dieser näher an dem  $E$ -Modul des Polymerhintergusses liegt. Bei der Umformung treten Spannungen in der Matrize nicht nur in radialer bzw. in normaler Richtung zur Werkzeugoberfläche auf, sondern es werden auch Spannungen in der Matrize in tangentialer Richtung induziert. Der dargestellte Verlauf der Vergleichsspannung ergibt sich nun aufgrund der Überlagerung der Spannungen in den einzelnen Richtungen. Bei den anderen beiden Laminattypen liegen aufgrund des Laminataufbaus (vgl. Abbildung 2.11) Fasern auch in tangentialer Richtung vor, sodass auch in dieser Richtung höhere  $E$ -Module als der  $E$ -Modul vom Polymerhinterguss erzielt werden.

In der Abbildung 4.19 ist auch die untere Grenze der Druckfließspannung des Polymerhintergusses für GM 725-7 / PUR 13 angegeben. Ohne Faserverstärkung liegen die Vergleichsspannungen nahe der Grenze zur Druckfließspannung. Je nach gewähltem Laminattyp kann jedoch eine höhere Sicherheit

gegen plastische Deformation des Polymerhintergusses erzielt werden. Die höchsten Sicherheiten bietet hier der Einsatz des Laminattyps Kreuzverbund.

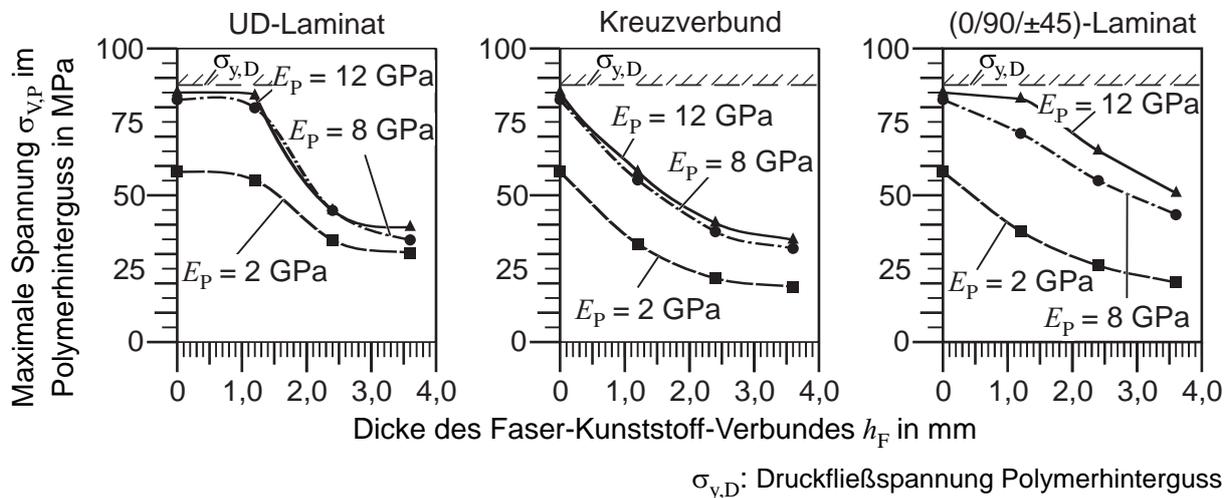


Abbildung 4.19: Numerisch berechnete maximale Vergleichsspannung  $\sigma_{V,P}$  nach VON MISES im Polymerhinterguss an der Ziehkante

#### 4.2.4 Experimentelle Untersuchungen

Ziel der experimentellen Untersuchungen ist zum einen die Überprüfung der auf den numerischen Untersuchungen basierenden Aussagen sowie die Analyse numerisch nicht abbildbarer Effekte, wie die Einglättung der Blechwerkstoffe während des Tiefziehens. Verschiebungen unter Last können aufgrund der nicht vorhandenen Zugänglichkeit der Werkzeuge im Umformprozess nicht ermittelt werden. Ebenso besteht nicht die Möglichkeit zur Messung der Spannungen im Werkzeug unter Last.

Basierend auf den Erkenntnissen der numerischen Untersuchungen werden ausgewählte Konfigurationen von Tiefziehwerkzeugen hergestellt, Abbildung 4.20. Die unverstärkten Werkzeuge aus Polyurethan werden als Massivguss realisiert (vgl. Abbildung 2.7). Beim faserverstärkten Tiefziehwerkzeug werden zunächst vier Lagen CFK als Kreuzverbund nass in nass laminiert. Der Polymerguss GM 725 / PUR 13 ist mit 75 Gew.% Eisen vermischt und wird noch während der Gelierphase des Epoxidharzes hintergossen. Nach dem Aushärten werden alle polymeren Werkzeuge auf der Rückseite plangefräst, um so eine ebene Aufstellfläche und die richtige Werkzeughöhe zu gewährleisten. Zum Vergleich werden die Tiefziehversuche zusätzlich mit einem Referenzwerkzeug aus Stahl (1.2436) durchgeführt.

Die Tiefziehexperimente erfolgen auf einer zweifach wirkenden hydraulischen 1 000 kN-Pressen. Die Niederhalterkraft wird entsprechend dem Finite-Element-Modell gewählt ( $F_{Nh} = 25$  kN für DC04 und

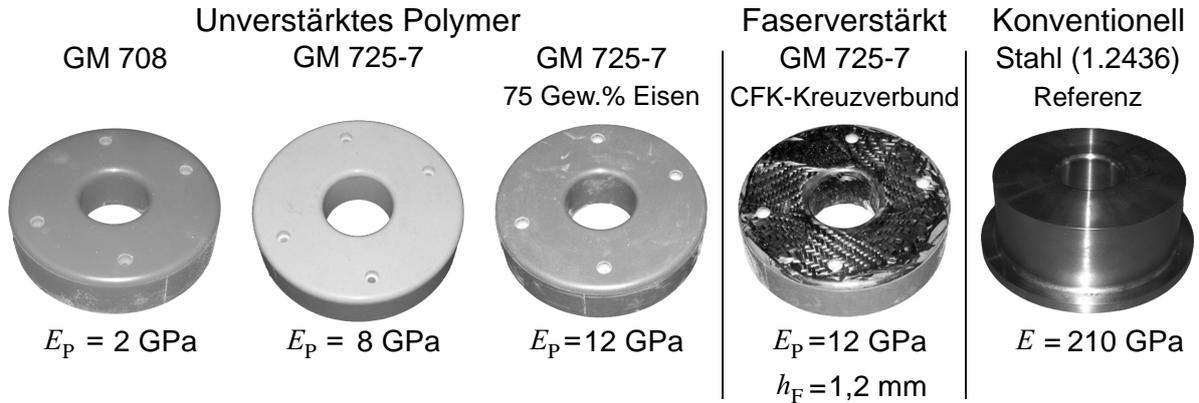


Abbildung 4.20: Matrizen für die experimentellen Untersuchungen des Polymerhintergusses

$F_{Nh} = 50 \text{ kN}$  für HCT600X). Als Schmierstoff wird das Tiefziehöl BERUFORM 765 der Fa. CARL BECHEM GMBH verwendet, welches eine kinetische Viskosität bei  $40 \text{ }^\circ\text{C}$  von  $61\text{--}75 \text{ m}^2 / \text{s}$  besitzt. Die Ziehtiefe beträgt wie in der Simulation  $z_t = 22,5 \text{ mm}$ .

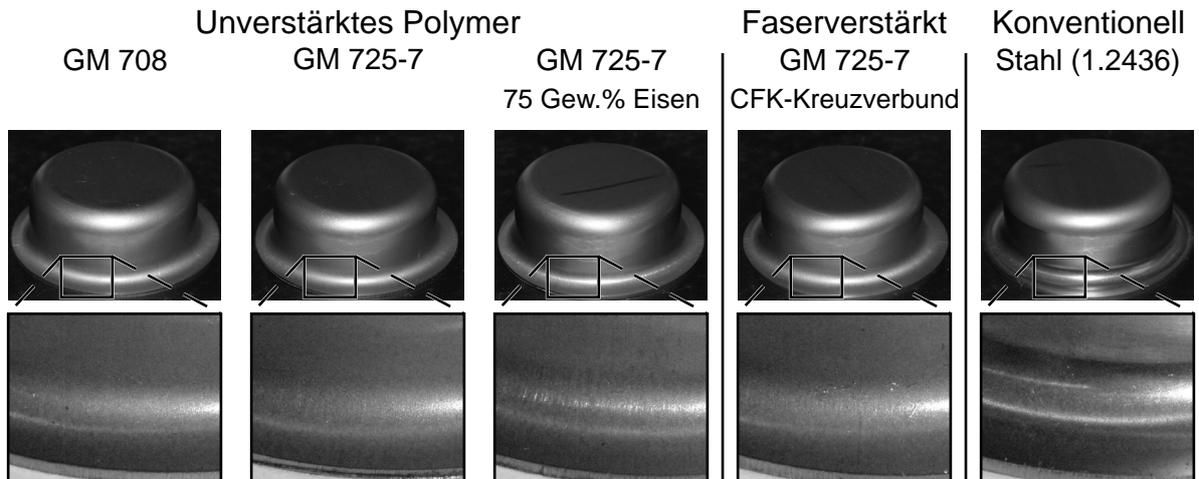


Abbildung 4.21: Umgeformte Näpfe aus HCT600X unter Verwendung verschiedener Werkzeugwerkstoffe und -aufbauten

Umgeformte Näpfe aus HCT600X unter Verwendung der verschiedenen Werkzeuge sind in Abbildung 4.21 dargestellt. Zwischen den Näpfen sind optische Unterschiede in den Bereichen erkennbar, die während des Tiefziehprozesses im Gleitkontakt mit der Werkzeugoberfläche sind. So zeigt sich insbesondere bei Näpfen, welche mit dem Referenzwerkzeug gezogen worden sind, in diesem Bereich eine glänzende Blechoberfläche. Bei den Werkzeugen aus den unverstärkten Werkzeugen reduziert sich der Glanz mit sinkendem  $E$ -Modul der Werkzeuge. Beim faserverstärkten Werkzeug wird in etwa das Niveau des unverstärkten Werkzeugs aus GM 725-7 ( $E_p = 8 \text{ GPa}$ ) erzielt. Generell ist der

Glanz auf die Glättung der Rauheitsspitzen der Blechoberfläche aufgrund des Kontaktdrucks  $p_A$  zwischen Blech und Werkzeugoberfläche zurückzuführen. Wie in Abbildung 4.15 gezeigt, wird die größte Kontaktspannung an der Ziehkante  $\sigma_{p,Zk}$  bei einem Werkzeug aus Stahl ( $E = 210$  GPa) erzielt. Entsprechend der Höhe der Kontaktspannungen stellt sich auch die Höhe des Glättungseffektes ein. Beim faserverstärkten Werkzeug hat der CFK-Kreuzverbund in radialer und tangentialer Richtung mit  $E_1 = E_2 = 45,5$  GPa zwar wesentlich höhere  $E$ -Module als der maximal erreichbare  $E$ -Modul des Polymerhintergusses, jedoch ist in Dickenrichtung (3-Richtung) der  $E$ -Modul  $E_3 = 7,9$  GPa auf dem Niveau des unverstärkten GM 725 / PUR 13, s.a. Kapitel 4.2.3.

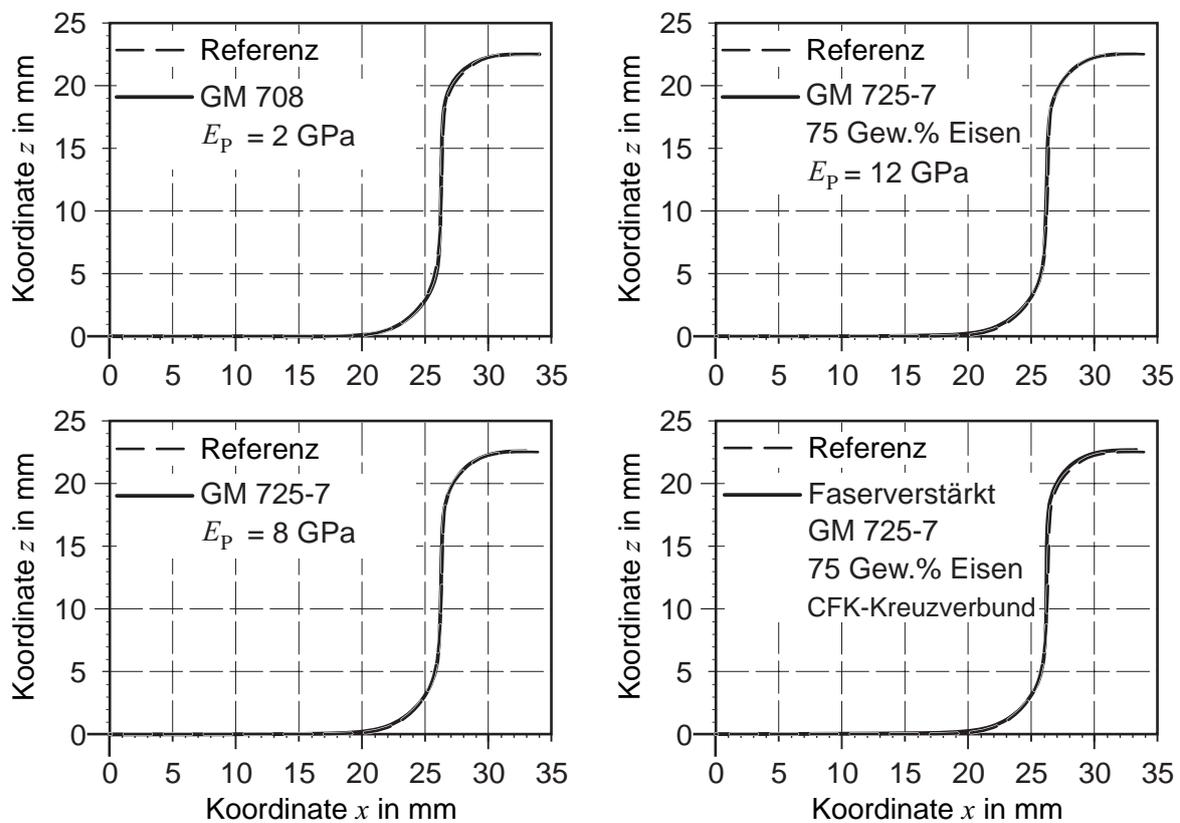


Abbildung 4.22: Schnitte der umgeformten Näpfe aus HCT600X unter Verwendung verschiedener Werkzeugwerkstoffe und -aufbauten

Die Untersuchung der Geometrie der umgeformten Näpfe erfolgt mittels optischem 3D-Scanner ATOS I der Fa. GESELLSCHAFT FÜR OPTISCHE MESSTECHNIK (GOM), welcher beim gewählten Messvolumen eine Genauigkeit von  $\pm 0,01$  mm erreichen kann. Schnitte der umgeformten Näpfe aus HCT600X sind in Abbildung 4.22 gezeigt, wobei aufgrund der Symmetrie jeweils nur eine Hälfte dargestellt ist. Zum Vergleich dienen Schnitte von Näpfen, welche mit dem Referenzwerkzeug ge-

fertigt worden sind. Insgesamt liegen die Abweichungen zum Referenznapf bei maximal 0,3 mm und sind damit für diese Geometrie als unkritisch anzusehen.

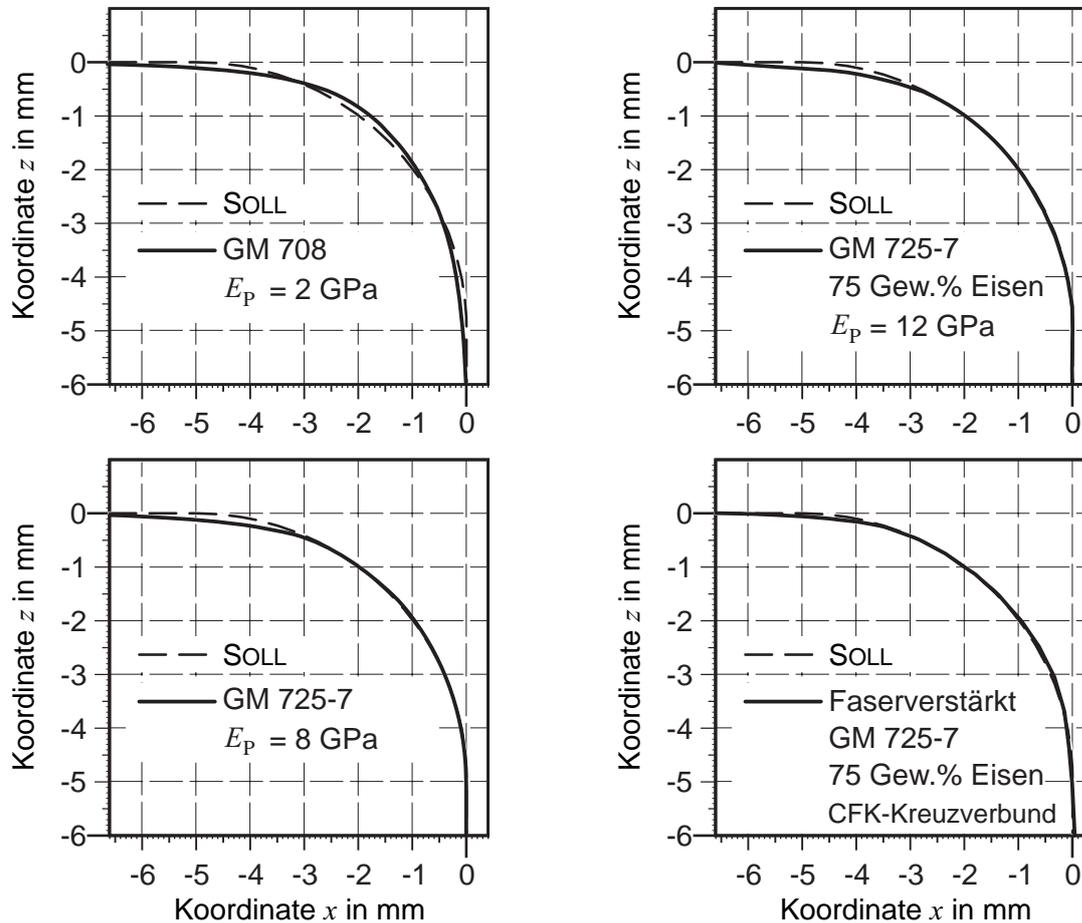


Abbildung 4.23: Kontur der Ziehradien von Matrizen aus unterschiedlichen Werkzeugwerkstoffen nach der Umformung von HCT600X

Zur Überprüfung, ob sich die eingesetzten Werkzeuge insbesondere nach der Umformung des härtesten Stahlwerkstoffs HCT600X plastisch verformt haben, werden diese mit dem optischen 3D-Scanner vermessen und die IST-Daten mit den SOLL-CAD-Daten verglichen. Da die höchsten Kontaktspannungen im Bereich der Ziehkante erreicht werden, ist in Abbildung 4.23 dieser Bereich vergrößert dargestellt. Bei allen polymeren Matrizen zeigt sich im Bereich des Ziehkanteneinlaufs eine bleibende Formabweichung von maximal 0,2 mm. Die geringsten Formabweichungen werden bei der faserverstärkten Matrize erzielt. Bei den Matrizen aus Polyurethan GM 725 / PUR 13 liegen die bleibenden Formänderungen ungefähr auf dem gleichen Niveau. Die höchsten plastischen Formabweichungen treten bei der unverstärkten Matrize aus GM 708 / PUR 4, welche im Vergleich den niedrigsten  $E$ -Modul aufweist, auf. Hier sind die bleibenden Formabweichungen allerdings nicht auf

den Ziehkanteneinlauf beschränkt, sondern finden sich entlang dem Ziehradius wieder. Im Bereich des Ziehkantenein- und -auslaufs wird die SOLL-Geometrie unter-, im Bereich dazwischen überschritten.

Ursache für die plastischen Formabweichungen an der Oberfläche sind die Kontaktspannungen an der Ziehkante, welche lokal an der Oberfläche eine Überschreitung der Druckfließspannung  $\sigma_{y,D}$  verursachen, vgl. Abbildung 4.15. Bei den unverstärkten Matrizen werden zusätzlich im Polymerhinterguss während der Umformung Spannungen gemäß der Finite-Element-Simulation nahe der Druckfließspannung induziert (vgl. 4.19). Lokal ist es möglich, dass auch hier zu hohe Spannungen auftreten. Die Verwendung der Faserverstärkung, welche die Höhe der auftretenden Spannungen im Polymerhinterguss deutlich reduziert, ist daher empfehlenswert.

#### 4.2.5 Fazit: Analyse der Werkzeugbelastungen und -elastizität

Die Analyse der Werkzeugbelastungen und -elastizität hat gezeigt, dass Deformationen des Werkzeugkörpers unter Last vor allem durch den  $E$ -Modul des Polymerhintergusses und weniger durch den Fasertyp bestimmt werden. Grund hierfür ist die im Vergleich zur Dicke des Polymerhintergusses geringere Dicke der Faserverstärkung. Nur bei einem wesentlich geringeren  $E$ -Modul des Polymerhintergusses wirkt sich die Dicke der Faserverstärkung signifikant auf die Verschiebung aus. Diese Zusammenhänge können qualitativ durch ein aufgestelltes analytisches Ersatzmodell beschrieben werden. Im Allgemeinen bewirkt eine Erhöhung der  $E$ -Module eine höhere Steifigkeit der Werkzeuge. Wesentlich signifikanter als die Auswirkungen auf die Deformation ist der Einfluss der Faserverstärkung auf die Höhe der induzierten Spannungen im Polymerhinterguss. Hier führt der Einsatz der Faserverstärkung zu einer Reduzierung der Spannungen im Polymerhinterguss. Ursache ist hier der höhere  $E$ -Modul des Faser-Kunststoff-Verbundes. Ohne Faserverstärkung werden bei der Umformung des härtesten Stahlwerkstoffs HCT600X Vergleichsspannungen nahe der Druckfließgrenze des Polymerhintergusses erreicht. Hierbei führt der Einsatz des Laminattyps Kreuzverbund im Vergleich mit der gewählten Geometrie zu den geringsten Spannungen im Polymerhinterguss. Im Experiment konnten mit allen untersuchten Werkzeugen sowohl Näpfe aus weichem Tiefziehstahl als auch aus härtestem Stahl HCT600X hergestellt werden. Die erzielbare Geometrie der Näpfe ist hierbei ausreichend hoch.

### 4.3 Leichte Tiefziehwerkzeuge

Gegenüber einem vergleichbaren konventionellen Tiefziehwerkzeug aus Stahl- oder Gusseisen besteht beim hybriden Tiefziehwerkzeug die Möglichkeit, dass dieses um ein Mehrfaches an Gewicht leichter ausgeführt werden kann. Die Dichte  $\rho$  der eingesetzten Polyurethane GM 708 / PUR 4

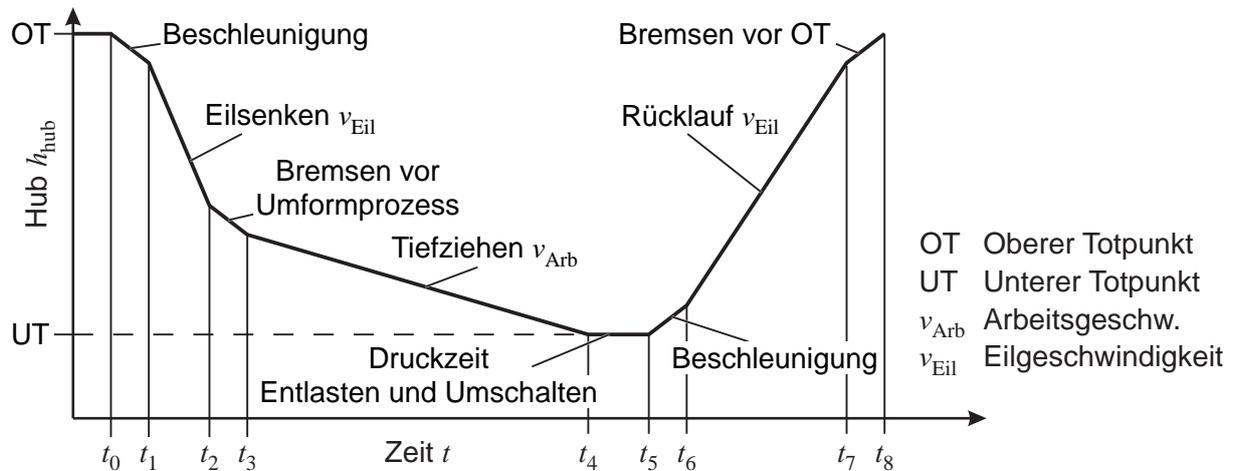


Abbildung 4.24: Weg-Zeit-Diagramm einer hydraulischen Presse nach [180], vereinfachte Darstellung

und GM 725-7 / PUR 13 beträgt unverfüllt  $1,25 \text{ kg/dm}^3$  bzw.  $1,75 \text{ kg/dm}^3$  (s.a. Abbildung 4.4) gegenüber der Dichte von Stahl,  $\rho_{St} = 7,85 \text{ kg/dm}^3$  [37]. Wie in Kapitel 2.5.2 gezeigt, kann die Verringerung des Werkzeuggewichts grundsätzlich zu einer Einsparung an Energie führen. Im Folgenden soll daher analysiert werden, in welcher Höhe sich, bezogen auf ein konventionelles Tiefziehwerkzeug, Energie im Tiefziehprozess durch die Verwendung eines hybriden Tiefziehwerkzeugs einsparen ließe.

#### 4.3.1 Analyse der Energiezufuhr und -abfuhr während eines Pressenhubes

Für die Analyse wird eine hydraulische Presse angenommen. Da bei dieser Pressenart gegenüber Exzenter- und Servopressen die Bremsenergie i.d.R. verlorene Energie ist (s.a. Kapitel 2.5.2), bietet sich hier das größte Potenzial zur Energieeinsparung durch leichtere Werkzeugkonstruktionen. In Anlehnung an [180] ist in Abbildung 4.24 ein vereinfachtes Weg-Zeit-Diagramm einer hydraulischen Presse dargestellt. Bei der Betrachtung werden Reibungs- und Strömungsverluste bzw. -widerstände sowie Niederhalterkräfte und die Ölsäule – wenn überhaupt – nur qualitativ berücksichtigt.

Zur Ermittlung der erforderlichen Energien wird die bewegte Masse  $m_{bew}$  über die Prozesszeit betrachtet. Vereinfacht wird angenommen, dass sich die bewegte Masse nur aus der Masse des Stößels  $m_{Stö}$  sowie der Masse des Werkzeugs  $m_W$  zusammensetzt:

$$m_{bew} = m_{Stö} + m_W \quad (4.9)$$

Weitere Massen wie z.B. die Kolbenstange werden der Masse des Stößels  $m_{Stö}$  zugerechnet. Des Weiteren werden die beiden Verhältnisse  $\chi_{Hyb,St}$  und  $\chi_{St,Stö}$  definiert, welche die Massenverhält-

nisse zwischen der Masse des Stahlwerkzeugs  $m_{W,St}$  und hybriden Tiefziehwerkzeugs  $m_{W,Hyb}$  bzw. zwischen der Masse des Stahlwerkzeugs  $m_{W,St}$  und der Stößelmasse  $m_{Stö}$  definieren:

$$\chi_{Hyb,St} = \frac{m_{W,Hyb}}{m_{W,St}} \quad \chi_{St,Stö} = \frac{m_{W,St}}{m_{Stö}} \quad (4.10)$$

Für die Energiebetrachtung anhand Abbildung 4.24 werden nur die Zeitabschnitte *Bremsen vor Umformprozess* ( $t_2 \rightarrow t_3$ ), *Tiefziehen* ( $t_3 \rightarrow t_4$ ), *Beschleunigung* ( $t_5 \rightarrow t_6$ ) und *Rücklauf* ( $t_6 \rightarrow t_7$ ) berücksichtigt. Die Größe der bewegten Masse  $m_{bew}$  ist in den anderen Bereichen i.d.R. irrelevant, da z.B. für die Beschleunigung und das Eilsenken die Schwerkraft ausreichend ist. Für die Berücksichtigung der vollständigen Energiebetrachtung sowie die Herleitung der einzelnen Bereiche sei auf den Anhang A.1.2 verwiesen.

Für den Bereich *Bremsen vor Umformprozess* ( $t_2 \rightarrow t_3$ ) gilt:

$$W_{t_2} = m_{bew} \cdot g \cdot h_{hub,2} + \frac{1}{2} \cdot m_{bew} \cdot v_{Eil}^2 \quad (4.11)$$

$$W_{t_3} = m_{bew} \cdot g \cdot h_{hub,3} + \frac{1}{2} \cdot m_{bew} \cdot v_{Arb}^2 \quad (4.12)$$

Hierbei sind  $W_{t_2}$  und  $W_{t_3}$  die Energien zum Zeitpunkt  $t_2$  bzw.  $t_3$ ,  $v_{Eil}$  die Werkzeuggeschwindigkeit beim Eilsenken und  $v_{Arb}$  die Werkzeuggeschwindigkeit für den Umformprozess, wobei  $v_{Arb}$  wesentlich kleiner als  $v_{Eil}$  ist. Die Hubhöhe zum jeweiligen Zeitpunkt ist durch  $h_{hub,2}$  und  $h_{hub,3}$  gegeben. Mit der Konstanten  $g$  wird die Erdbeschleunigung gekennzeichnet. Um vom Energieniveau  $W_{t_2}$  auf das niedrigere Energieniveau  $W_{t_3}$  zu kommen, ist eine Bremsenergie  $W_{Brems,2 \rightarrow 3}$  notwendig. Hierdurch wird die Geschwindigkeit der bewegten Masse vom Eilsenken  $v_{Eil}$  auf die Arbeitsgeschwindigkeit  $v_{Arb}$  für das Umformen reduziert. Generell wird eine hohe Eilsenkgeschwindigkeit angestrebt, um die Taktzeiten zu verkürzen. Die niedrigere Arbeitsgeschwindigkeit ist u.a. für die Prozessstabilität und zur Vermeidung einer stoßhaften Belastung des Niederhalters bzw. Stempels erforderlich. Unter Vernachlässigung von Reibungs- und Strömungsverlusten sowie der Ölsäule gilt aufgrund der Energieerhaltung:

$$W_{t_2} = W_{t_3} + W_{Brems,2 \rightarrow 3} \quad (4.13)$$

Einsetzen der Gleichungen 4.11 und 4.12 und Auflösen nach  $W_{Brems,2 \rightarrow 3}$  führt zu:

$$W_{Brems,2 \rightarrow 3} = m_{bew} \cdot \left[ g \cdot (h_{hub,2} - h_{hub,3}) + \frac{1}{2} (v_{Eil}^2 - v_{Arb}^2) \right] \quad (4.14)$$

Während des *Tiefziehens* wird die Umformkraft  $F_U$  benötigt, wofür die Pressenkraft  $F_P$  appliziert wird. Im unteren Totpunkt UT ist die Geschwindigkeit der bewegten Masse  $m_{bew}$  *null* und damit die kinetische Energie  $W_{kin}$  ebenfalls *null*. Ebenso ist die potenzielle Energie  $W_{pot}$  bezogen auf UT *null*. Hieraus folgt, dass die Energie  $W_{t4} = 0$  ist. Für die Energiebilanz beim *Tiefziehen* ( $t_3 \rightarrow t_4$ ) bedeutet dies:

$$\begin{aligned} F_U \cdot h_{hub,3} &= W_{t3} + F_P \cdot h_{hub,3} \\ &= m_{bew} \cdot \left( g \cdot h_{hub,3} + \frac{1}{2} \cdot v_{Arb}^2 \right) + F_P \cdot h_{hub,3} \end{aligned} \quad (4.15)$$

Hierbei ist  $F_U$  die erforderliche Umformkraft und  $F_P$  die Pressenkraft. Bei der anschließenden *Beschleunigung* ( $t_5 \rightarrow t_6$ ) gilt für die Energien:

$$W_{t5} = 0 \quad W_{t6} = m_{bew} \cdot g \cdot h_{hub,6} + \frac{1}{2} \cdot m_{bew} \cdot v_{Eil}^2 \quad (4.16)$$

$$\begin{aligned} W_{t5} + W_{Beschl,5 \rightarrow 6} &= W_{t6} \\ \Rightarrow W_{Beschl,5 \rightarrow 6} &= m_{bew} \cdot \left[ g \cdot h_{hub,6} + \frac{1}{2} \cdot v_{Eil}^2 \right] \end{aligned} \quad (4.17)$$

Beim *Rücklauf* ( $t_6 \rightarrow t_7$ ) mit konstanter Eilgeschwindigkeit  $v_{Eil}$  gegen das Schwerfeld der Erde ergibt sich :

$$W_{t7} = m_{bew} \cdot g \cdot h_{hub,7} + \frac{1}{2} \cdot m_{bew} \cdot v_{Eil}^2 \quad (4.18)$$

Aufgrund der konstanten Geschwindigkeit  $v_{Eil}$  bei unterschiedlichen Hubhöhen ist eine Energiezufuhr erforderlich:

$$\begin{aligned} W_{t6} + W_{6 \rightarrow 7} &= W_{t7} \\ \Rightarrow W_{6 \rightarrow 7} &= m_{bew} \cdot g \cdot [h_{hub,7} - h_{hub,6}] \end{aligned} \quad (4.19)$$

#### 4.3.2 Analyse der Verlustenergie

Die Verlustenergie  $W_V$ , die zum Bremsen, Beschleunigen und Bewegen der Masse  $m_{bew}$  notwendig ist, ergibt sich somit aus den Gleichungen 4.14, 4.17 und 4.19 zu:

$$\begin{aligned} W_V &= W_{Brems,2 \rightarrow 3} + W_{Beschl,5 \rightarrow 6} + W_{6 \rightarrow 7} \\ &= m_{bew} \cdot \left[ g \cdot (h_{hub,7} + h_{hub,2} - h_{hub,3}) + \left( v_{Eil}^2 - \frac{1}{2} v_{Arb}^2 \right) \right] \end{aligned} \quad (4.20)$$

Die Gleichung 4.20, bezogen auf ein konventionelles Tiefziehwerkzeug  $W_{V,Hyb}$ , kann nun in Beziehung zu der Verlustenergie beim Einsatz des hybriden Tiefziehwerkzeugs  $W_{V,St}$  gesetzt werden:

$$\frac{W_{V,Hyb}}{W_{V,St}} = \frac{m_{bew,Hyb} \cdot \left[ g \cdot (h_{hub,7} + h_{hub,2} - h_{hub,3}) + \left( v_{Eil}^2 - \frac{1}{2} v_{Arb}^2 \right) \right]}{m_{bew,St} \cdot \left[ g \cdot (h_{hub,7} + h_{hub,2} - h_{hub,3}) + \left( v_{Eil}^2 - \frac{1}{2} v_{Arb}^2 \right) \right]}$$

$$= \frac{m_{bew,Hyb}}{m_{bew,St}} \quad \text{|Einsetzen von Gl. 4.9} \quad (4.21)$$

$$= \frac{m_{St\ddot{o}} + m_{bew,Hyb}}{m_{St\ddot{o}} + m_{bew,St}} \quad (4.22)$$

Beim Einsetzen der Gleichungen 4.10 ergibt sich:

$$\frac{W_{V,Hyb}}{W_{V,St}} = \frac{\frac{1}{\chi_{St,St\ddot{o}}} + \chi_{Hyb,St}}{\frac{1}{\chi_{St,St\ddot{o}}} + 1} \quad (4.23)$$

Hierbei wird  $\eta_{W_V}$  als die relative Energiereduzierung, bezogen auf die Verlustenergien, definiert:

$$\eta_{W_V} := 1 - \frac{\frac{1}{\chi_{St,St\ddot{o}}} + \chi_{Hyb,St}}{\frac{1}{\chi_{St,St\ddot{o}}} + 1} \quad (4.24)$$

Eine grafische Darstellung der Gleichung 4.24 ist in Abbildung 4.25 gegeben. Je geringer die Masse des hybriden Tiefziehwerkzeugs  $m_{W,Hyb}$  gegenüber der Masse des konventionellen Tiefziehwerkzeugs  $m_{W,St}$  ist, desto größer ist die mögliche Reduzierung der Verlustenergien. Dies wirkt sich umso stärker aus, je größer das Verhältnis  $\chi_{St,St\ddot{o}}$  – Masse des konventionellen Tiefziehwerkzeugs  $m_{W,St}$  zur Masse des Stößels  $m_{St\ddot{o}}$  – ist. So kann z.B. die dreifach wirkende hydraulische Presse BZE 1000-30.1.1 der Fa. SCHULER AG am Institut für Umformtechnik und Leichtbau der Technischen Universität Dortmund (IUL) eine maximale Werkzeugmasse von  $m_{W,max} = 15\,000$  kg aufnehmen, wobei die Stößelmasse  $m_{St\ddot{o}}$  rund 30 000 kg beträgt. Hieraus ergibt sich ein maximales Massenverhältnis  $\chi_{St,St\ddot{o}}$  von 0,5. Das Verhältnis der Werkzeugmassen zueinander  $\chi_{Hyb,St}$  kann bei den eingesetzten Polymeren minimal 0,16 sein. Damit liegt die maximal mögliche Energiereduzierung  $\eta_{W_V}$  hinsichtlich der Verlustenergien bei knapp 30 %.

Dieser Betrachtung liegt die Annahme zugrunde, dass die Presse keinerlei Energiespeicher oder Energierückgewinnung aufweist. Andernfalls sind die erzielbaren Energieeinsparungen bei den Verlustenergien geringer. Des Weiteren muss berücksichtigt werden, dass unter Umständen bei (notwendigen) verschiedenen konstruktiven Ausführungen des Werkzeugs beim konventionellen und hybriden Tiefziehwerkzeug deren Masseunterschied nicht allein durch den Dichteunterschied beschreibbar ist. So werden i.d.R. bei konventionellen Tiefziehwerkzeugen Rippenstrukturen eingesetzt, während Tiefziehwerkzeuge aus Polymeren häufig im Vollguss realisiert werden (s.a. Kapitel 2.2.5).

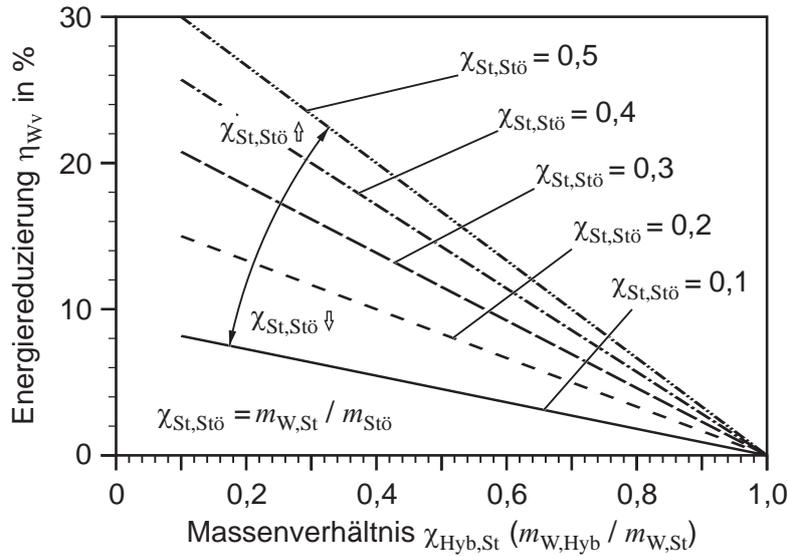


Abbildung 4.25: Vergleich konventioneller zu hybriden Tiefziehwerkzeugen hinsichtlich der Energie-  
reduzierung  $\eta_{W_V}$ , bezogen auf die Verlustenergien beim Tiefziehen nach Gl. 4.24

### 4.3.3 Analyse der bereitzustellenden Pressenergie

Gemäß Gleichung 4.15 bewirkt eine Reduzierung der Werkzeugmasse eine Erhöhung der erforderlichen Presskraft und damit eine Erhöhung der bereitzustellenden Pressenergie  $W_P$ :

$$W_P = F_P \cdot h_{hub,3} \tag{4.25}$$

Für die Analyse wird das Verhältnis  $\delta_{W_U,St}$  der Energien  $W_{t3}$  zur erforderlichen Pressenergie  $W_P$ , bezogen auf ein konventionelles Tiefziehwerkzeug, definiert:

$$\delta_{W_U,St} := \frac{W_{t3,St}}{W_{P,St}} \tag{4.26}$$

Unter Verwendung der Gleichungen 4.15 und 4.25 ergibt sich bei gleicher Umformkraft  $F_U$  und gleichem Hub  $h_{hub,3}$ :

$$W_{t3,St} + W_{P,St} = W_{t3,Hyb} + W_{P,Hyb} \tag{4.27}$$

$$W_{P,St} \cdot \delta_{W_U,St} + W_{P,St} = \frac{\frac{1}{\chi_{St,Stö}} + \chi_{Hyb,St}}{\frac{1}{\chi_{St,Stö}} + 1} \cdot W_{P,St} \cdot \delta_{W_U,St} + W_{P,Hyb}$$

$$\frac{W_{P,Hyb}}{W_{P,St}} = 1 + \delta_{W_U,St} \cdot \left( 1 - \frac{\frac{1}{\chi_{St,Stö}} + \chi_{Hyb,St}}{\frac{1}{\chi_{St,Stö}} + 1} \right) \tag{4.28}$$

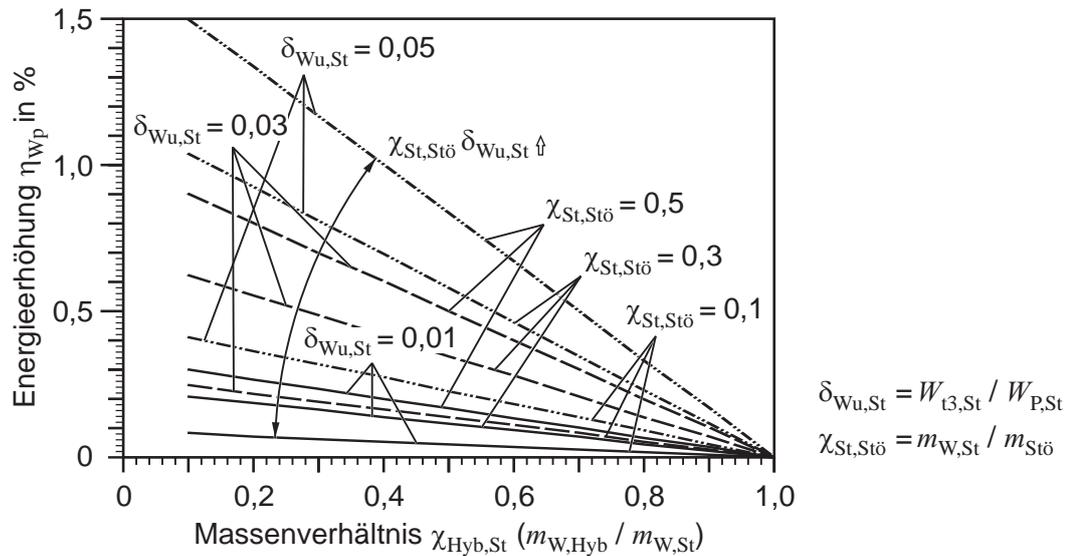


Abbildung 4.26: Erforderlicher Energiemehraufwand  $\eta_{W_U}$  für die Umformung bei einer Reduktion des Werkzeuggewichts nach Gl. 4.29

Hierbei wird  $\eta_{W_P}$  als die relative Energieerhöhung, bezogen auf die bereitzustellende Pressenenergie definiert:

$$\begin{aligned} \eta_{W_P} &:= 1 + \delta_{W_U,St} \cdot \left( 1 - \frac{\frac{1}{\chi_{St,St\ddot{o}}} + \chi_{Hyb,St}}{\frac{1}{\chi_{St,St\ddot{o}}} + 1} \right) - 1 \\ &= \delta_{W_U,St} \cdot \left( 1 - \frac{\frac{1}{\chi_{St,St\ddot{o}}} + \chi_{Hyb,St}}{\frac{1}{\chi_{St,St\ddot{o}}} + 1} \right) \end{aligned} \quad (4.29)$$

Eine grafische Darstellung dieser Gleichung ist in Abbildung 4.26 gegeben. Sowohl eine Erhöhung des Massenverhältnisses  $\chi_{St,St\ddot{o}}$  als auch ein größeres Energieverhältnis  $\delta_{W_U,St}$  erfordern eine Erhöhung der bereitzustellenden Pressenenergie, bezogen auf ein konventionelles Tiefziehwerkzeug. Das Energieverhältnis  $\delta_{W_U,St}$  wirkt sich hierbei linear auf die erforderliche Energieerhöhung  $\eta_{W_P}$  aus. Der dargestellte Wertebereich ist entsprechend realen Versuchsbedingungen gewählt. So ergibt sich bei der oben genannten hydraulischen Tiefziehpresse bei einer maximal zulässigen Werkzeugmasse von 15 000 kg bei einer maximalen Pressenkraft von 10 000 kN ein Verhältnis  $\delta_{W_U,St}$  von rund 0,02.

#### 4.3.4 Analyse der Gesamtenergiebilanz

Zum Vergleich der Gesamtenergiebilanz  $\eta_{W_G}$  zwischen dem konventionellen und dem hybriden Tiefziehwerkzeug ist es erforderlich, die Einsparung bei der Verlustenergie in Relation zur zusätzlich bereitzustellenden Pressenenergie zu setzen. Das Verhältnis  $\delta_{W_V, W_P}$  wird definiert zu:

$$\delta_{W_V, W_P} := \frac{W_V}{W_P} \quad (4.30)$$

Unter Vernachlässigung weiterer Energiezufuhr oder -abfuhr, wie z.B. für Hilfsaggregate und Steuerung, ergibt sich so der Vergleich der Gesamtenergiebilanz  $\eta_{W_G}$  zu:

$$\eta_{W_G} = \eta_{W_P} \cdot \frac{1}{\delta_{W_V, W_P}} - \eta_{W_V} \cdot \delta_{W_V, W_P} \quad (4.31)$$

Die grafische Darstellung der Gleichung 4.31 ist in Abbildung 4.27 gegeben. Den größten Einfluss auf die Energiebilanz hat hierbei das Verhältnis  $\delta_{W_V, W_P}$  der Verlustenergie  $W_V$  zur bereitzustellenden Pressenenergie  $W_P$ . Durch dieses Verhältnis wird bestimmt, ob durch die leichteren hybriden Tiefziehwerkzeuge gegenüber konventionellen Werkzeugen Energie eingespart werden kann oder zusätzliche Energie bereitgestellt werden muss. Letzteres ist bei sehr kleinen Verhältnissen von  $\delta_{W_V, W_P}$  der Fall. Weiterhin wirken die Verhältnisse  $\chi_{Hyb, St}$ ,  $\delta_{W_U, St}$  und  $\chi_{St, St\ddot{o}}$  auf die Energiebilanz. So bewirkt eine Reduzierung des Massenverhältnisses  $\chi_{Hyb, St}$  größere Gradienten. Gegenteilig wirkt sich das Massenverhältnis  $\chi_{St, St\ddot{o}}$  aus. Eine Steigerung des Verhältnisses  $\delta_{W_U, St}$  verschiebt den Nulldurchgang der Kurven hin zu größeren Verhältnissen von  $\delta_{W_V, W_P}$ .

Bei diesen Betrachtungen muss insbesondere beachtet werden, dass keine Energiespeicher berücksichtigt sind. Sofern zumindest ein Teil der Energie beim Bremsen oder Eilsenken gespeichert werden kann, reduziert sich die Höhe der Verlustenergie und somit das Einsparpotenzial. Ebenso kann die absolute Höhe der Verlustenergie durch eine Verringerung des Zustellhubes  $h_{hub,7}$  reduziert werden, da sich die Hubarbeit zur Anhebung des Werkzeuges auf OT verkleinert. Allerdings ist die Reduzierung des Zustellhubes durch den erforderlichen Freiraum für die Herausnahme der Blechformteile begrenzt. Je niedriger die Verlustenergie ist, desto geringer ist das Verhältnis  $\chi_{W_V, W_P}$ , welches den Anteil der Verlustenergie zur erforderlichen Pressenenergie beschreibt. Mit geringerem Verhältnis  $\chi_{W_V, W_P}$  sinkt das Potenzial einer möglichen Energieeinsparung.

#### 4.3.5 Fazit: Leichte Tiefziehwerkzeuge

Die Energiebetrachtung beim Pressen von Blechformteilen auf einer hydraulischen Presse hat gezeigt, dass der Einsatz gewichtsreduzierter Tiefziehwerkzeuge ein Potenzial zur Energieeinsparung gegenüber konventionellen Tiefziehwerkzeugen aus Stahl- oder Gusseisen bietet. Dies hängt insbesondere

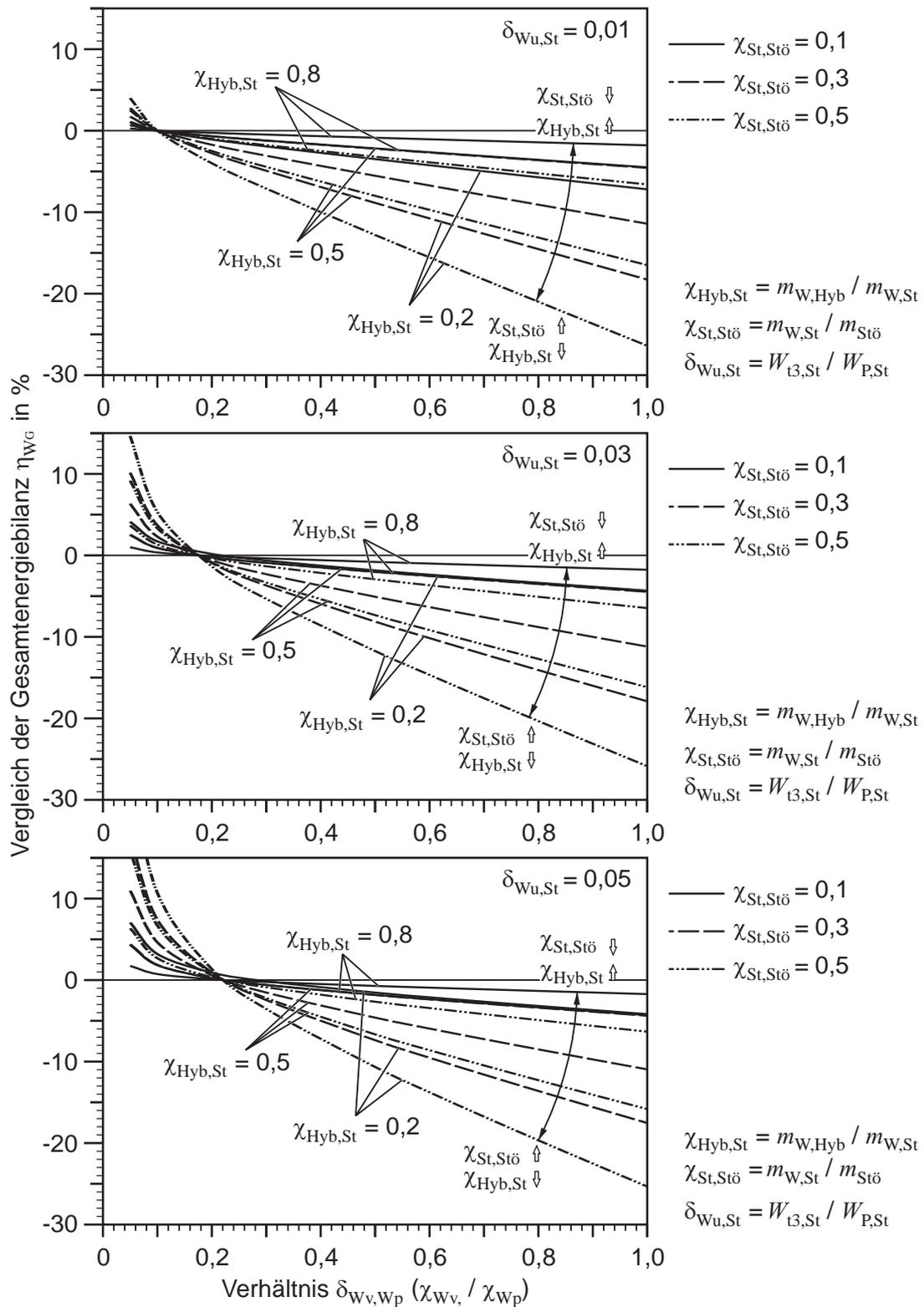


Abbildung 4.27: Vergleich konventioneller zu hybriden Tiefziehwerkzeugen hinsichtlich der Gesamtenergiebilanz  $\delta_{G,Hyb,St}$  nach Gl. 4.31

vom Verhältnis der Höhe der Verlustenergie zur bereitzustellenden Pressenenergie sowie eventuell vorhandenen Systemen zur Energiespeicherung ab. Unabhängig von der Möglichkeit einer Energieeinsparung beim Tiefziehen verringert eine Reduzierung der bewegten Massen die Belastungen beim Abbremsen und Beschleunigen und verbessert damit u.a. die Dynamik des Prozesses. Generell gelten die getroffenen Aussagen auch für Exzenter- und Servopressen. Beide Pressenarten weisen durch Schwungräder oder im Falle der Servopresse alternativ auch Kondensatoren als Energiespeicher auf (vgl. Kapitel 2.5.2), sodass die Verlustenergie signifikant niedriger ausfällt.

#### 4.4 Zusammenfassung Kapitel 4

Im Rahmen dieses Kapitels wurden Untersuchungen zu den Werkstoffen des Hinterbaus des hybriden Tiefziehwerkzeugs, welche die Basis des Werkzeugs darstellen, durchgeführt. Der Hinterbau des hybriden Tiefziehwerkzeugs teilt sich dabei in die Bereiche der oberflächennahen Faserverstärkung und des Polymerhintergusses, welcher in Massivbauweise ausgeführt ist, auf.

Zunächst wurden die mechanischen Kennwerte des Polymerhintergusses und verschiedener Laminattypen aus Kohlefaser ermittelt. Hier zeigt sich, dass durch die Zugabe von Eisenpulver der  $E$ -Modul des Polymerhintergusses variiert werden kann, wobei Werte von konventionellen Werkzeugen nicht erreicht werden können. Durch die Wahl des Laminataufbaus aus Kohlefasern können die mechanischen Eigenschaften des Faser-Kunststoff-Verbundes eingestellt werden. Insbesondere in der Faserebene können so höhere  $E$ -Module und Festigkeiten gegenüber dem Polymerhinterguss erzielt werden.

Die Deformation des Hinterbaus des hybriden Tiefziehwerkzeugs unter Last wird insbesondere durch den  $E$ -Modul des Polymerhintergusses bestimmt. Ohne Faserverstärkung verhält sich die Deformation zum  $E$ -Modul in etwa umgekehrt proportional. Einen höheren Einfluss hat die Faserverstärkung auf die Höhe der induzierten Spannungen im Polymerhinterguss. So werden mit steigender Dicke der Faserverstärkung die Spannungen im Polymerhinterguss reduziert. Hierbei hat der gewählte Laminattyp und  $E$ -Modul des Polymerhintergusses einen Einfluss auf die Höhe der Spannungsreduzierung. Ohne Faserverstärkung werden insbesondere bei der Umformung höherfester Werkstoffe Spannungen nahe der Druckfließspannung des Polymerhintergusses erreicht. Die Steifigkeit des Werkzeugs zeigt sich auch in der Oberflächenbeschaffenheit der umgeformten Näpfe. Steifere Werkzeuge führen zu höheren Glättungen der Blechoberfläche, sodass mit diesen Werkzeugen umgeformte Näpfe optisch einen höheren Glanz aufweisen.

Analytische Untersuchungen zum Energieaufwand beim Pressen von Blechformteilen ergeben, dass durch die Verwendung gewichtsreduzierter Tiefziehwerkzeuge eine Möglichkeit zur Energieeinsparung

besteht. Diese ist dabei vom Verhältnis der Verlustenergie zur bereitzustellenden Pressenenergie abhängig. Systeme zur Energiespeicherung reduzieren dabei das Potenzial zur Energieeinsparung mittels gewichtsreduzierter Werkzeuge.

Insgesamt zeigen die Untersuchungen, dass der polymere Hinterbau des hybriden Tiefziehwerkzeugs für die Umformung sowohl weicher als auch höherfester Werkstoffe geeignet ist. Daher kann dieser als Basis für die thermisch gespritzten Wirkflächen, welche im nachfolgenden Kapitel untersucht werden, eingesetzt werden.

## 5 Thermisch gespritzte Wirkflächen

Zur Realisierung der verschleißfesten Wirkflächen des hybriden Tiefziehwerkzeugs auf Polymerbasis sollen neben Faserverstärkungen insbesondere auch Beschichtungen aus Hartstoffen verwendet werden. Wie in Kapitel 2.2.5.4 gezeigt, sind bisherige Ansätze zur Herstellung von beschichteten Kunststofftiefziehwerkzeugen entweder nicht zielführend, erfordern einen hohen wirtschaftlichen Aufwand oder sind zeitaufwendig. Im Rahmen dieser Forschungsarbeit wird daher der Ansatz verfolgt, thermische Spritzverfahren, die eine hohe wirtschaftliche und zeitliche Effizienz gewährleisten, im indirekten Beschichtungsverfahren einzusetzen. Hierbei wird die Beschichtung nicht direkt auf den Kunststoffkörper gespritzt, sondern auf eine Negativform – analog dem Grundwerkstoff in der klassischen Beschichtungstechnik –, welche anschließend mit einem Polymer hintergossen und entformt wird. Direkte Beschichtungsverfahren konnten bisher für Kunststoffwerkzeuge nicht realisiert werden, vgl. Kapitel 2.2.5.4.

In diesem Kapitel wird der indirekte thermische Beschichtungsprozess zur Herstellung von Hartstoff-Beschichtungen experimentell untersucht und analysiert. Zunächst erfolgt die Ermittlung eines Prozessfensters zur Herstellung von Beschichtungen, welche zerstörungsfrei von der Negativform abgelöst werden können. Basierend auf diesen Erkenntnissen werden die Eigenschaften solcher Beschichtungen in Abhängigkeit verschiedener Spritzparameter untersucht und analysiert. Abschließend wird die Fertigungsgenauigkeit dieses Verfahrens bestimmt.

### 5.1 Versuchseinrichtung

Die thermische Beschichtung wird durch Lichtbogenspritzen realisiert, welches sich vor allem durch niedrige Betriebskosten, hohe Auftragsraten und einfache Anlagentechnik auszeichnet. Insbesondere durch den letzten Punkt ist eine hohe Mobilität gegeben, sodass nahezu beliebig große Werkstücke beschichtet werden können. Für die Untersuchungen wird eine Lichtbogenspritzanlage SmartArc™ PPC der Fa. SULZER METCO verwendet, Abbildung 5.1.

Als Beschichtungswerkstoff wird die Fülldrahtlegierung WC-FeCSiMn (EN-ISO-14919-5-1,6-4) mit 50 % Wolframschmelzcarbid (WSC) verwendet, welche in konventionellen Beschichtungsverfahren Härten bis 60 HRC aufweisen kann [181]. Seitens des Herstellers wird dieses Beschichtungssystem als Verschleißschutzschicht gegenüber extremem Abrasionsverschleiß empfohlen. Die chemische Zu-

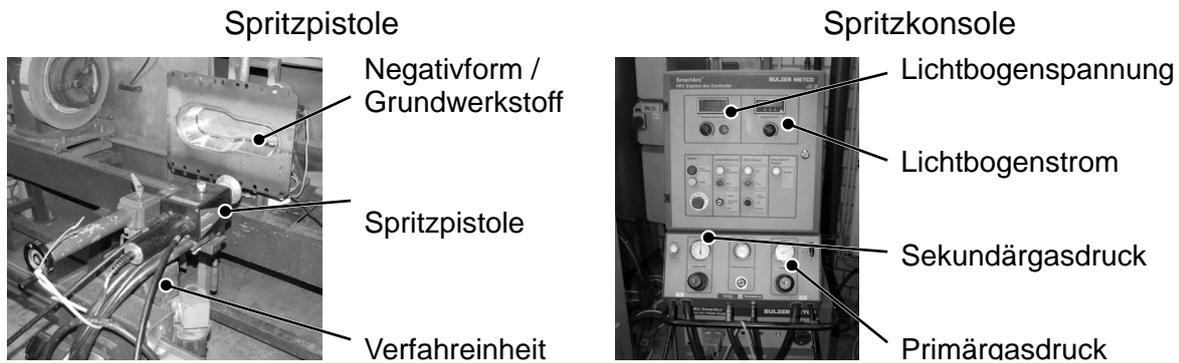


Abbildung 5.1: Eingesetzte Lichtbogenspritzanlage

Tabelle 5.1: Chemische Zusammensetzung in Gew.% der eingesetzten Fülldrahtlegierung EN ISO 14919-5-1,6-4 (Herstellerangaben der Fa. DURUM [181])

Chrom (Cr)	Mangan (Mn)	Eisen (Fe)	Silizium (Si)	Kohlenstoff (C)	Wolframschmelzcarbid (WSC)
4	< 1	Rest	1,4	2	50

sammensetzung der Fülldrahtlegierung ist in Tabelle 5.1 aufgelistet. Der Durchmesser der beiden Fülldrähte beträgt jeweils 1,6 mm. Der Drahtvorschub liegt bei 75 mm / s. Der Wärmeausdehnungskoeffizient des Beschichtungswerkstoffes ist am Lehrstuhl für Werkstofftechnologie der Technischen Universität Dortmund mit  $\alpha_{W,S} = (6,7 \pm 0,2) \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  bestimmt worden. Die Temperaturen der Spritzpartikel  $\vartheta_P$  betragen, gemessen in einem Abstand zur abschmelzenden Drahtspitze von 100 mm und 200 mm,  $\vartheta_P = 2300 \text{ °C}$  bzw.  $\vartheta_P = 2150 \text{ °C}$  [182].

## 5.2 Prozessfenster indirekt gespritzter Wirkflächen

Zur Herstellung des hybriden Tiefziehwerkzeugs ist ein zerstörungsfreies Ablösen der Beschichtung von der Negativform erforderlich. Hierbei stellt die Haftung  $H_{N-S}$  zwischen der Beschichtung und der Negativform – dem Grundwerkstoff – die Grenzen des Prozessfensters dar. Bei einer zu hohen Haftung  $H_{N-S}$  kann die Beschichtung nach dem Spritzprozess nicht mehr von der Negativform vollständig gelöst werden, Abbildung 5.2. Eine zu niedrige Haftung führt dazu, dass die Spritzpartikel während des Spritzprozesses entweder überhaupt nicht an der Negativform anhaften oder sich noch während des Spritzprozesses wieder lösen. Hierdurch entsteht eine unvollständige Beschichtung.

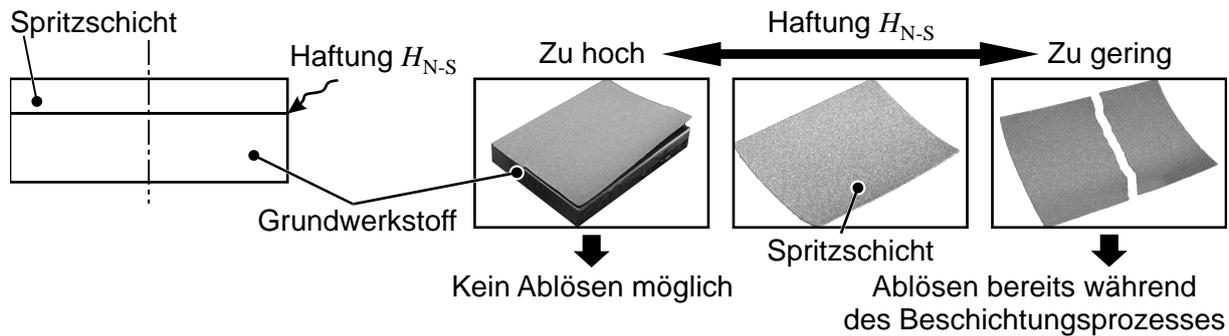


Abbildung 5.2: Haftung der Beschichtung bei der Herstellung indirekt gespritzter Wirkflächen

### 5.2.1 Analytische Betrachtung des Prozessfensters

Als Obergrenze für die maximal zulässige Haftung ( $H_{N-S,max}$ ) kann die Zug- und Scherfestigkeit des jeweiligen Polymers für den Hinterbau angesehen werden. Überschreitet die Haftung (lokal) die Festigkeiten des Polymers, so kommt es zu Ausbrüchen beim Entformen des Verbundes – Hinterbau und Beschichtung – von der Negativform. Die Haftung muss einen Mindestwert erreichen, sodass zunächst eine Haftung der Beschichtung am Grundwerkstoff erzielt wird. Da es sich bei dem Beschichtungsprozess um ein instationäres (thermisches) Verfahren handelt, werden Eigenspannungen in der Beschichtung sowohl während des Spritzprozesses als auch beim anschließenden Abkühlen von der Prozesstemperatur auf die Raumtemperatur induziert. Allgemein wirken diese der Haftung entgegen, sodass die Untergrenze für die minimal erforderliche Haftung insbesondere von der Höhe der Eigenspannungen  $\sigma_{Eig}$  und der Schichtdicke  $h_S$  abhängt.

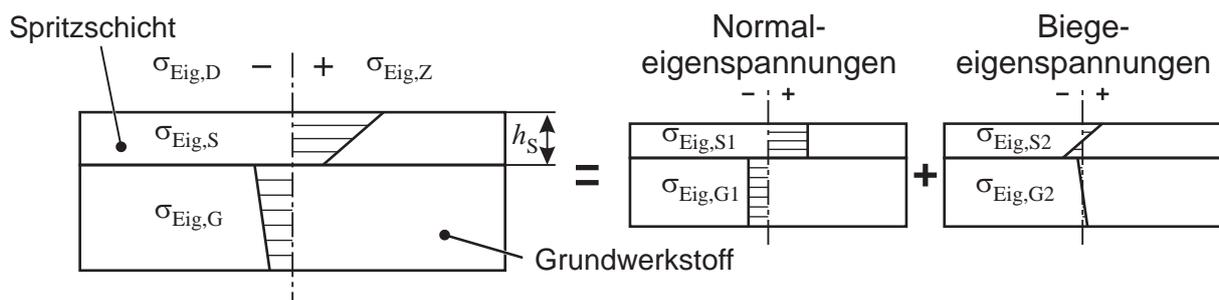


Abbildung 5.3: Eigenspannungen in der Beschichtung in Anlehnung an [183]

Nach [183] ergeben sich die Eigenspannungen 1. Art in Spritzschichten durch eine Überlagerung von Eigenspannungen in Normalenrichtung und Biegeeigenspannungen, Abbildung 5.3. Weitere überlagerte Eigenspannungen der 2. und 3. Art, welche keine makroskopischen Auswirkungen haben, werden vernachlässigt. Aufgrund der verschiedenen Prozesstemperaturen und i.d.R. unterschiedlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten der Spritzschicht und des Grundwerkstoffs kommt es

zu einem Spannungssprung im Bereich der Grenzflächenschicht. Ohne die Haftung zwischen den beiden Verbundpartnern würde sich bei dem dargestellten Eigenspannungsverlauf die Spritzschicht zusammenziehen und die Enden der Spritzschicht nach oben krümmen. Beim Grundwerkstoff wäre das Gegenteil der Fall. Hier würde der Grundkörper expandieren und die beiden Enden sich nach unten krümmen.

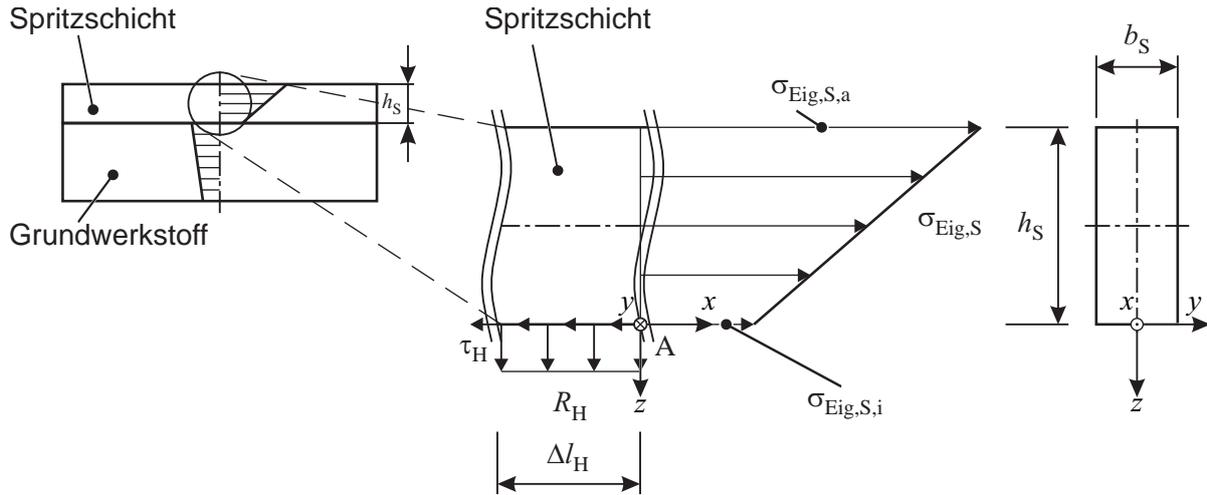


Abbildung 5.4: Kräftegleichgewicht in der Beschichtung unter Berücksichtigung der Haftung

Zur Ermittlung einer ersten Näherung der erforderlichen minimalen Haftung  $H_{N-S,min}$  wird ein Kräftegleichgewicht in der Spritzschicht aufgestellt, Abbildung 5.4. Betrachtet wird ein Ausschnitt der Spritzschicht der Länge  $\Delta l_H$ , der Schichtdicke  $h_S$  und der Breite  $b_S$ . Hierbei stellt  $\Delta l_H$  den jeweiligen Einflussbereich der Haftung zur Verhinderung eines Ablösens der Spritzschicht vom Grundwerkstoff dar. Die Größe des Einflussbereichs kann nicht genau ermittelt werden, wird allerdings wie bei klassischen Schältests (vgl. Norm DIN-EN-ISO-11339 [184]) als konstant angesehen. Die Haftung wird über die beiden Größen Haftzugfestigkeit  $R_H$  und Haftscherfestigkeit  $\tau_H$  abgebildet. Die Größen  $\sigma_{Eig,S,a}$  und  $\sigma_{Eig,S,i}$  beschreiben die äußeren Eigenspannungen in der Spritzschicht. Es wird ein linearer Eigenspannungsverlauf zwischen den beiden Außenflächen angenommen. Die Summe der Kräfte in  $X$ -Richtung ergibt:

$$\begin{aligned}
 \sum F_x = 0 &= F_{R,Eig,S} - \tau_H \cdot \Delta l_H \cdot b_S \\
 &= \frac{1}{2} \cdot b_S \cdot h_S \cdot (\sigma_{Eig,S,a} + \sigma_{Eig,S,i}) - \tau_H \cdot \Delta l_H \cdot b_S \\
 \Rightarrow \tau_H &= \frac{1}{2} (\sigma_{Eig,S,a} + \sigma_{Eig,S,i}) \cdot \frac{h_S}{\Delta l_H} \tag{5.1}
 \end{aligned}$$

Hierbei stellt  $F_{R,Eig,S}$  die resultierende Kraft aufgrund der Eigenspannungen dar. Die Herleitung ist im Anhang A.2.1 gegeben. Die Summe der Momente um den Punkt  $A$  ergibt:

$$\begin{aligned} \sum M_A = 0 &= -F_{R,Eig,S} \cdot z_R + \frac{1}{2} \cdot \Delta l_H^2 \cdot R_H \cdot b_S \\ &= -\frac{1}{2} \cdot b_S \cdot h_B \cdot (\sigma_{Eig,S,a} + \sigma_{Eig,S,i}) \cdot 2 \cdot h_B \cdot \frac{\frac{1}{3}\sigma_{Eig,S,a} + \frac{1}{6}\sigma_{Eig,S,i}}{\sigma_{Eig,S,a} + \sigma_{Eig,S,i}} + \frac{1}{2} \cdot \Delta l_H^2 \cdot R_H \cdot b_S \\ \Rightarrow R_H &= \frac{1}{3} (2 \cdot \sigma_{Eig,S,a} + \sigma_{Eig,S,i}) \cdot \left( \frac{h_S}{\Delta l_H} \right)^2 \end{aligned} \quad (5.2)$$

Die Größe  $z_R$  beschreibt den Angriffspunkt der Kraft  $F_{R,Eig,S}$  (siehe Anhang A.2.1). Die Haftscherfestigkeit  $\tau_H$  wirkt den Eigenspannungen immer entgegen. Die Haftzugfestigkeit  $R_H$  kann per Definition nur positive Werte annehmen. Dadurch ergeben sich aufgrund der Eigenspannungen in der Spritzschicht die minimal erforderlichen Werte der Haftung  $\tau_H$  und  $R_H$  zu:

$$\tau_H \geq \left| \frac{1}{2} (\sigma_{Eig,S,a} + \sigma_{Eig,S,i}) \cdot \frac{h_S}{\Delta l_H} \right| \quad (5.3)$$

$$R_H \geq \left| \frac{1}{3} (2 \cdot \sigma_{Eig,S,a} + \sigma_{Eig,S,i}) \cdot \left( \frac{h_S}{\Delta l_H} \right)^2 \right| \quad (5.4)$$

Die grafische Darstellung der aufgestellten Gleichungen und Annahmen jeweils für die Haftscherfestigkeit  $\tau_H$  und die Haftzugfestigkeit  $R_H$  ist in Abbildung 5.5 unter der Verwendung realer Werte für die Festigkeit ( $\tau_m = 0,5 \cdot \sigma_{m,Z}$ ) des Polymers dargestellt. Die Größe  $\lambda_S$  beschreibt hierbei das Verhältnis  $h_S / l_H$ .

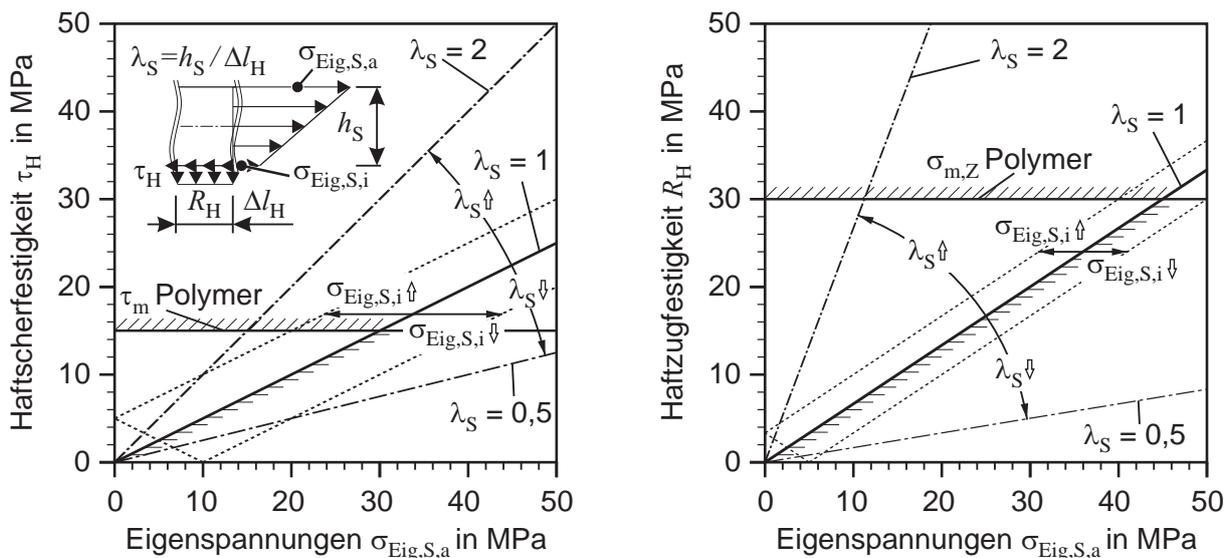


Abbildung 5.5: Prozessfenster indirekt gespritzter Wirkflächen

Die Abbildung 5.5 zeigt, dass je nach Eigenspannungsverlauf in der Spritzschicht die untere Grenze für die erforderliche Haftung entweder durch die Haftscherfestigkeit oder die Haftzugfestigkeit bestimmt wird. Allgemein erfordern höhere Beträge der Eigenspannungen eine höhere Haftung und verringern dadurch das zur Verfügung stehende Prozessfenster. Ebenso steigt die notwendige Haftung mit steigender Schichtdicke an, da  $\Delta l_H$  als konstant angesehen werden kann. Eine höhere Schichtdicke wirkt sich insbesondere auf die Haftzugfestigkeit aus, da hier der Einfluss der Schichtdicke quadratisch ist. Da die Schichtdicke durch die Anzahl der Spritzüberläufe erzielt wird, kann eine größere Schichtdicke zusätzlich zu höheren, thermisch induzierten Eigenspannungen führen, wodurch sich das Prozessfenster weiter verringert.

Als Fazit der analytischen Betrachtung ist festzuhalten, dass die induzierten Eigenspannungen so niedrig wie möglich sein müssen, um ein zerstörungsfreies Ablösen der Spritzschicht nach dem Beschichtungsprozess zu ermöglichen. Die Größe des Einflussbereichs der Haftung kann nicht variiert werden. Ebenso ist eine Mindestschichtdicke wünschenswert. Die Höhe der Zug- und Scherfestigkeit des Polymers im Bereich der Anbindung an die Spritzschicht ist nur bedingt steigerungsfähig. Daher ergibt sich als einzige Stellgröße der Eigenspannungsverlauf in der Spritzschicht.

## 5.2.2 Analytische Betrachtung des Eigenspannungsverlaufs in der Spritzschicht

Wie im vorherigen Kapitel 5.2.1 gezeigt, hat die Eigenspannungsverteilung in der Spritzschicht maßgeblichen Einfluss auf die Prozesssicherheit bei der Herstellung zerstörungsfrei ablösbarer Spritzschichten. Im Folgenden sollen daher qualitativ die Einflussparameter auf den Eigenspannungsverlauf abgeschätzt werden. Wie im Kapitel 2.3.3 dargestellt, sind die Hauptursachen bei der Induzierung der Eigenspannungen *primäres* und *sekundäres Abkühlen*.

### 5.2.2.1 Ermittlung der primär induzierten Eigenspannungen

Beim thermischen Spritzen können die Eigenspannungen aufgrund des *primären Abkühlens*  $\sigma_{Eig,pri}$ , also des Abschreckens der Spritzpartikel von deren Schmelztemperatur  $\vartheta_{m,S}$  auf die Temperatur des Verbundes Grundwerkstoff und bereits abgeschiedener Spritzpartikel  $\vartheta_V$ , mit folgender Gleichung in Form einer oberen Schranke abgeschätzt werden, [107]:

$$\sigma_{Eig,pri} = \alpha_{W,S} \cdot (\vartheta_{m,S} - \vartheta_V) \cdot E_S \quad | \text{ nach [107]} \quad (5.5)$$

Hierbei ist  $\alpha_{W,S}$  der Wärmeausdehnungskoeffizient und  $E_S$  der  $E$ -Modul der Spritzschicht. Wie Untersuchungen in [185] zeigen, kann durch die Gleichung 5.5 nur ein theoretisch maximaler Wert der primären Eigenspannungen  $\sigma_{Eig,pri}$  berechnet werden. Hierbei ist dieser Wert i.d.R. um mehrere Größenordnungen größer als die tatsächlich vorliegenden Eigenspannungen. Dieser Unterschied wird

in [185] auf Spannungsabbau durch plastisches Fließen der Spritzschicht, Mikrorisse und Kriechvorgänge in der Schicht zurückgeführt. Ein Vergleich zwischen theoretisch ermittelten und real gemessenen primären Eigenspannungen  $\sigma_{Eig,pri}$  in [185] verschiedener Spritzwerkstoffe zeigt, dass die real gemessenen primären Eigenspannungen nur bei rund 5% liegen. Dieser Wert soll auch zur praktikablen Abschätzung der Eigenspannungen aufgrund des primären Abkühlens verwendet werden. Eine bildliche Darstellung der primär induzierten Eigenspannungen in Abhängigkeit der Temperatur des Grundwerkstoffs für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchte Spritzkonfiguration auf Basis der Gleichung 5.5 ist in Abbildung 5.6 gegeben.

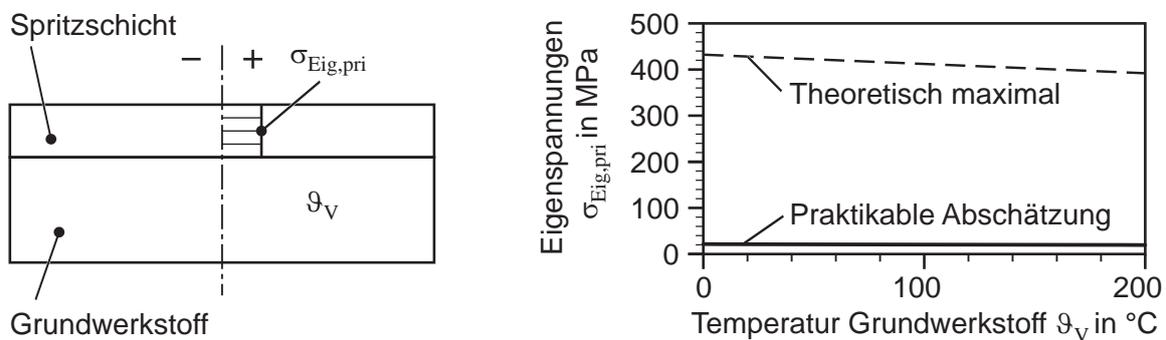


Abbildung 5.6: Eigenspannungen  $\sigma_{Eig,pri}$  in der Beschichtung, verursacht durch primäres Abkühlen in Abhängigkeit der Temperatur des Grundwerkstoffs  $\vartheta_V$  nach Gleichung 5.5

Da Daten der Partikeltemperaturen der eingesetzten Beschichtung vorliegen (vgl. Abschnitt 5.1), ist anstelle der Schmelztemperatur der Spritzpartikel  $\vartheta_{m,S}$  die tatsächliche Partikeltemperatur  $\vartheta_P = 2150^\circ\text{C}$  in einem Abstand von 200 mm zur abschmelzenden Drahtspritze eingesetzt worden. Der Wärmeausdehnungskoeffizient beträgt  $\alpha_{W,S} = (6,7 \pm 0,2) \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  und der  $E$ -Modul der Beschichtung wird mit  $E_S = 30 \text{ GPa}$  angenommen, s.a. Abschnitt 5.3. In der Spritzschicht werden primär Zugeigenspannungen induziert, die nach der praktikablen Abschätzung bei rund  $\sigma_{Eig,pri} = 20 \text{ MPa}$  liegen. Mit steigender Temperatur des Verbundes Grundwerkstoff und bereits abgeschiedener Spritzpartikel  $\vartheta_V$  verringern sich die primär induzierten Eigenspannungen. Bezogen auf die absolute Höhe der Eigenspannungen  $\sigma_{Eig,pri}$  ist der Effekt allerdings im betrachteten praxisrelevanten Temperaturbereich des Grundwerkstoffs marginal, da die Differenz von  $\vartheta_P$  zu  $\vartheta_V$  groß ist. Zur Minimierung der primär induzierten Eigenspannungen ist daher eine Verringerung der Partikeltemperatur  $\vartheta_P$  anstelle einer Erhöhung der Temperatur des Grundwerkstoffs  $\vartheta_V$  anzustreben. Da die Größe des  $E$ -Moduls linear in die Gleichung 5.5 einfließt, sind auch hier niedrige Werte des  $E$ -Moduls anzustreben, was beim thermischen Spritzen teilweise durch eine höhere Porosität der Spritzschicht erzielt werden kann.

## 5.2.2.2 Ermittlung der sekundär induzierten Eigenspannungen

Zur näherungsweise Bestimmung der Höhe der induzierten Eigenspannungen  $\sigma_{Eig,sek}$  aufgrund des sekundären Abkühlens der Spritzschicht auf Raumtemperatur existieren verschiedene Berechnungsansätze, z.B. [121, 185]. Diese vernachlässigen allerdings die Schichtdicke [185] oder erfordern eine aufwendige inverse Ermittlung der mechanischen Kennwerte der Spritzschicht und sind für hohe Temperaturen des Grundwerkstoffs ausgelegt [121]. Im Rahmen dieser Arbeit wird daher zur Abschätzung der sekundär induzierten Eigenspannungen  $\sigma_{Eig,sek}$  beim gemeinsamen Abkühlen ein Modell, basierend auf Abbildung 5.7, entwickelt. Hierbei bildet die  $YZ$ -Ebene eine Symmetrieebene des Verbundes aus Grundwerkstoff und Spritzschicht.

Dem Ansatz liegen folgende Annahmen zugrunde:

- Idealer Verbund: Im Bereich der Grenzfläche zwischen Spritzschicht und Grundwerkstoff sind die Dehnungen gleich.
- Spritzschicht und Grundwerkstoff verhalten sich rein linear-elastisch.
- Mechanische Kennwerte sind keine Funktion der Temperatur.
- Verbund wird als isotherm betrachtet:  $\vartheta_V = \vartheta_S = \vartheta_G$ .
- Spritzschicht wird als homogener Werkstoff angesehen.
- Primär induzierte Eigenspannungen werden nicht berücksichtigt.
- Prozess wird stationär betrachtet.
- Es liegt eine lineare Spannungsverteilung vor.

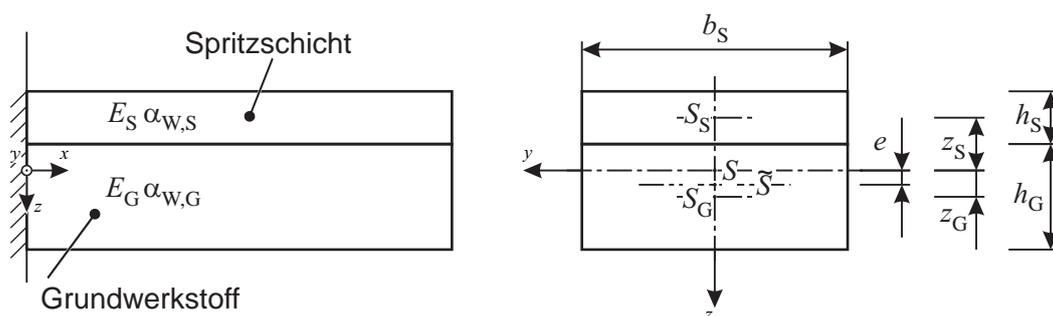


Abbildung 5.7: Modell zur Herleitung der sekundär induzierten Eigenspannungen  $\sigma_{Eig,sek}$  beim thermischen Spritzen

Zur Ermittlung der sekundär induzierten Eigenspannungen wird angenommen, dass der Verbund aus Spritzschicht und Grundwerkstoff nach dem Beschichtungsprozess gleichmäßig um  $\Delta T$  von der Temperatur des Grundwerkstoffs  $\vartheta_G$  auf die Umgebungstemperatur abkühlt. Aufgrund der Annahme

einer linearen Spannungsverteilung können die Spannungen in der Spritzschicht und dem Grundkörper durch die resultierende Kräfte  $F_S$  und  $F_G$  sowie die Momente  $M_S$  und  $M_G$  ersetzt werden, Abbildung 5.8. Als Werkstoff für den Grundwerkstoff werden Stahl und Aluminium betrachtet, deren Wärmeausdehnungskoeffizienten mit  $\alpha_{W,G,St} = 10 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  ([37]) und  $\alpha_{W,G,Alu} = 23,8 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  ([186]) größer als diejenigen der Spritzschicht ( $\alpha_{W,S} = (6,7 \pm 0,2) \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ) sind. Hierdurch wird sich bei der Abkühlung der Grundwerkstoff stärker zusammenziehen als die Spritzschicht. Durch die Annahme eines idealen Verbundes ergibt sich daher in der Spritzschicht eine Druckkraft  $F_S$  und im Grundwerkstoff eine Zugkraft  $F_G$ . Diese verursachen ein Moment im Verbund, welchem durch die Momente  $M_S$  und  $M_G$  entgegengewirkt wird.

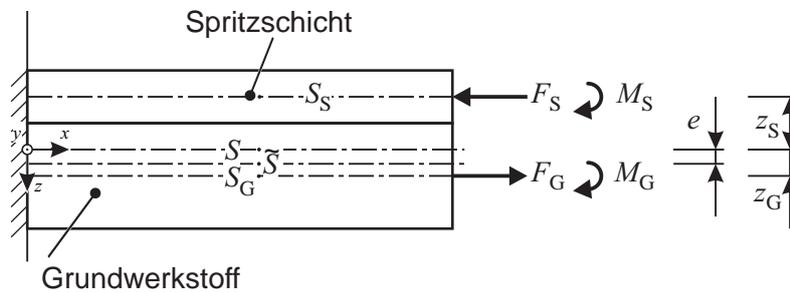


Abbildung 5.8: Kräftegleichgewicht im Verbund Spritzschicht und Grundwerkstoff beim sekundären Abkühlen

Die Summe der Kräfte in  $X$ -Richtung ergibt:

$$\begin{aligned} \sum F_x = 0 &= -F_S + F_G \\ \Rightarrow F_S &= F_G = F \end{aligned} \quad (5.6)$$

Die Summe der Momente um den Punkt  $\tilde{S}$  ergibt:

$$\begin{aligned} \sum M_{\tilde{S}} = 0 &= F_S \cdot (z_S + e) + F_G \cdot (z_G - e) - M_S - M_G \\ &= F \cdot (z_S + z_G) - M_S - M_G \\ \Rightarrow F \cdot \left( \frac{h_G + h_S}{2} \right) &= M_S + M_G \end{aligned} \quad (5.7)$$

Des Weiteren gilt im Sinne der Elastostatik und der Kinematik:

$$w_S'' = -\frac{M_S}{E_S} \frac{12}{b_S h_S^3} = w_G'' = -\frac{M_G}{E_G} \frac{12}{b_S h_G^3} \quad (5.8)$$

Die Dehnungen im Bereich der Grenzfläche zwischen Spritzschicht und Grundwerkstoff müssen übereinstimmen, sodass gilt:

$$\alpha_{W,S} \cdot \Delta T - \frac{F}{b_S h_S E_S} - \frac{M_S 6}{E_S b_S h_S^2} = \alpha_{W,G} \cdot \Delta T + \frac{F}{b_S h_G E_G} + \frac{M_G 6}{E_G b_S h_G^2} \quad (5.9)$$

Auflösen nach  $F$  und  $M_S$  führt zu:

$$F = -\frac{b_s (-\alpha_{W,S} + \alpha_{W,G}) \Delta T \cdot E_S E_G (h_G + h_S) (h_S^3 E_S + E_G h_G^3)}{4 h_S^3 E_S h_G E_G + h_S^4 E_S^2 + E_G^2 h_G^4 + 4 E_G h_G^3 h_S E_S + 6 h_G^2 h_S^2 E_S E_G} \quad (5.10)$$

$$M_S = -1/2 \frac{b_s (-\alpha_{W,S} + \alpha_{W,G}) \Delta T \cdot h_S^4 E_S^2 h_G E_G (h_G + h_S)}{4 h_S^3 E_S h_G E_G + h_S^4 E_S^2 + E_G^2 h_G^4 + 4 E_G h_G^3 h_S E_S + 6 h_G^2 h_S^2 E_S E_G} \quad (5.11)$$

Die Eigenspannungen  $\sigma_{Eig,N}$  aufgrund der Normalkraft  $F$  ergeben sich so zu:

$$\begin{aligned} \sigma_{Eig,N} &= \frac{F}{b_S h_S} \\ &= -\frac{(-\alpha_{W,S} + \alpha_{W,G}) \Delta T E_S E_G (h_G + h_S) (h_S^3 E_S + E_G h_G^3)}{(4 h_S^3 E_S h_G E_G + h_S^4 E_S^2 + E_G^2 h_G^4 + 4 E_G h_G^3 h_S E_S + 6 h_G^2 h_S^2 E_S E_G) h_S} \end{aligned} \quad (5.12)$$

und die betragsmäßig größte Biegeeigennormalspannung  $\sigma_{Eig,B,max}$  zu:

$$\begin{aligned} \sigma_{Eig,B,max} &= \left| \frac{M_S}{I_S} \cdot \frac{h_S}{2} \right| = \left| \frac{M_S}{b_S h_S^2} \cdot 6 \right| \\ &= \left| -3 \frac{(-\alpha_{W,S} + \alpha_{W,G}) \Delta T h_S^2 E_S^2 h_G E_G (h_G + h_S)}{4 h_S^3 E_S h_G E_G + h_S^4 E_S^2 + E_G^2 h_G^4 + 4 E_G h_G^3 h_S E_S + 6 h_G^2 h_S^2 E_S E_G} \right| \end{aligned} \quad (5.13)$$

Zur Beschreibung des sekundär induzierten Eigenspannungszustandes werden in Anlehnung an Abbildung 5.4 die Eigenspannungen  $\sigma_{Eig,N}$  (Gleichung 5.12) und  $\sigma_{Eig,B,max}$  (Gleichung 5.13) zu  $\sigma_{Eig,S,a,sek}$  und  $\sigma_{Eig,S,i,sek}$  zusammengefasst:

$$\sigma_{Eig,S,a,sek} = \sigma_{Eig,N} + \sigma_{Eig,B,max} \quad (5.14)$$

$$\sigma_{Eig,S,i,sek} = \sigma_{Eig,N} - \sigma_{Eig,B,max} \quad (5.15)$$

Der qualitative Einfluss der einzelnen Parameter in den Gleichungen 5.14 und 5.15 auf den Eigenspannungszustand in der Spritzschicht unter der Verwendung praxisrelevanter Werte ist in Abbildung 5.9 gegeben. Hierbei wird von einer Umgebungstemperatur von  $\vartheta_{RT} = 20^\circ\text{C}$  ausgegangen. Dargestellt sind jeweils die Eigenspannungen  $\sigma_{Eig,S,a,sek}$  und  $\sigma_{Eig,S,i,sek}$  in Abhängigkeit zweier Variablen, wobei die anderen Variablen, wie in der Abbildung 5.9 angegeben, konstant gehalten werden.

In der Abbildung 5.9 wird deutlich, dass die Unterschiede zwischen den Eigenspannungen  $\sigma_{Eig,S,a,sek}$  auf der Oberfläche der Spritzschicht und den Eigenspannungen  $\sigma_{Eig,S,i,sek}$  im Bereich der Grenzfläche zwischen Grundwerkstoff und Spritzschicht marginal sind. Im realen Spritzprozess

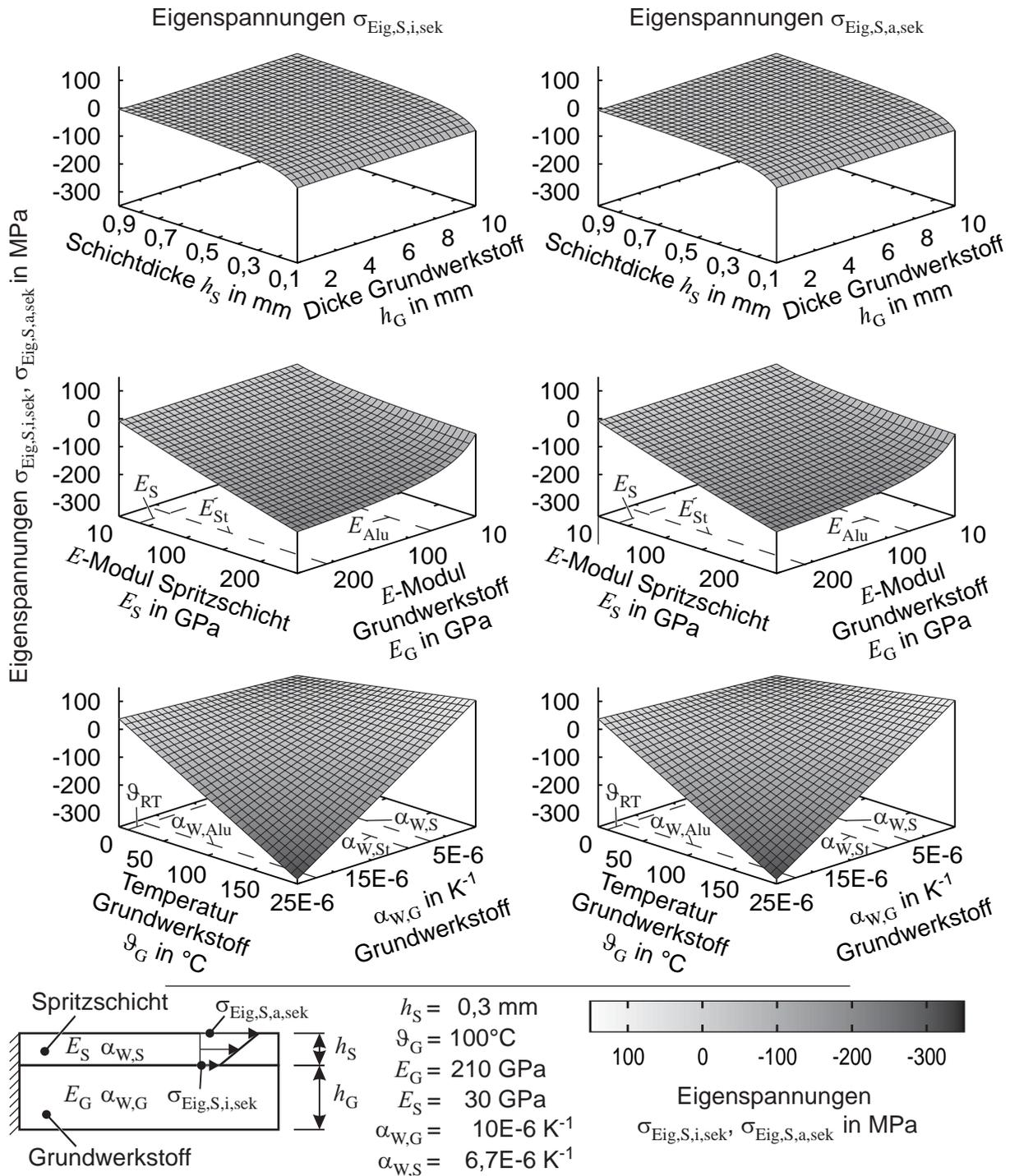


Abbildung 5.9: Einflüsse auf die Höhe der sekundär induzierten Eigenspannungen, basierend auf den Gleichungen 5.14 und 5.15

sind Unterschiede aufgrund des sequenziellen Charakters des Prozesses jedoch denkbar, was allerdings in den Gleichungen 5.14 und 5.15 nicht abgebildet werden kann. Des Weiteren wird deutlich, dass die Dicke des Grundwerkstoffs  $h_G$  im betrachteten Bereich keinen Einfluss auf die Höhe der Eigenspannungen in der Spritzschicht hat. Geringere Dicken des Grundwerkstoffs als 1 mm werden nicht berücksichtigt, da sich diese nicht für die Negativform eignen. Die Schichtdicke  $h_S$  hat nur bei kleinen Werten einen Einfluss auf die Höhe der Eigenspannungen. Da eine praxisrelevante Schichtdicke von  $h_S = 0,3 \text{ mm}$  angestrebt wird, ist dies zu berücksichtigen. Der  $E$ -Modul der Spritzschicht  $E_S$  hat einen nahezu linearen Einfluss. Eine Vergrößerung führt zu höheren Druckeigenspannungen. Auswirkungen auf die Eigenspannungen des  $E$ -Moduls des Grundwerkstoffs  $E_G$  sind nur bei niedrigen Werten zu verzeichnen. So bewirkt die Verwendung von Stahl  $E_{St}$  oder Aluminium  $E_{Alu}$  als Grundwerkstoff nahezu das gleiche Level an Druckeigenspannungen. Den größten Einfluss auf den Eigenspannungszustand haben der Ausdehnungskoeffizient und die Temperatur des Grundwerkstoffs  $\alpha_{W,G}$  bzw.  $\vartheta_G$ . Hierbei erhöhen sich linear mit steigender Temperatur des Grundwerkstoffs die Druckeigenspannungen. Keine Eigenspannungen werden induziert, sofern die Temperatur des Grundwerkstoffs derjenigen der Umgebung entspricht ( $\vartheta_G = \vartheta_{RT}$ ). Ebenso ist der Ausdehnungskoeffizient ein linearer Faktor. Sofern der Ausdehnungskoeffizient des Grundwerkstoffs größer als derjenige der Spritzschicht ist, werden sekundär Druckeigenspannungen induziert ( $\alpha_{W,G} > \alpha_{W,S}$ ). Hierdurch bewirkt der Einsatz von Aluminium wesentlich höhere Druckeigenspannungen, da der Ausdehnungskoeffizient von Aluminium  $\alpha_{W,Alu}$  mehr als doppelt so groß wie der von Stahl  $\alpha_{W,St}$  ist. Falls  $\alpha_{W,G} < \alpha_{W,S}$  gilt, werden Zugeigenspannungen induziert. Generell werden bei dem eingesetzten Schichtsystem sekundär immer Druckeigenspannungen in der Spritzschicht induziert, da der Ausdehnungskoeffizient der Spritzschicht  $\alpha_{W,S}$  immer kleiner als der jeweilige Ausdehnungskoeffizient des eingesetzten Grundwerkstoffs ist.

### 5.2.2.3 Eigenspannungen in der Spritzschicht aufgrund primär und sekundär induzierter Eigenspannungen

Durch Superposition der primär (Gl. 5.5) und sekundär (Gl. 5.14 und 5.15) induzierten Eigenspannungen (s. Abschnitt 5.2.2.1 bzw. 5.2.2.2) kann der Eigenspannungszustand in der Spritzschicht in Anlehnung an Abbildung 5.4 qualitativ beschrieben werden:

$$\sigma_{Eig,S,a} = \sigma_{Eig,pri} + \sigma_{Eig,S,a,sek} \quad (5.16)$$

$$\sigma_{Eig,S,i} = \sigma_{Eig,pri} + \sigma_{Eig,S,i,sek} \quad (5.17)$$

Die Höhe der Eigenspannungen im Bereich der Grenzfläche, d.h.  $\sigma_{Eig,S,i}$ , zwischen Spritzschicht und Grundwerkstoff, auf Basis der Gleichung 5.17, ist in Abhängigkeit der Temperatur des Grundwerk-

stoffs in Abbildung 5.10 dargestellt, wobei für die primär induzierten Eigenspannungen die praktikable Abschätzung nach Abbildung 5.6 verwendet wird. Auf die Darstellung der Eigenspannung  $\sigma_{Eig,S,a}$  wird verzichtet, da diese, wie in Abbildung 5.9 gezeigt, bei den verwendeten Größen nahezu gleich der Eigenspannung  $\sigma_{Eig,S,i}$  ist. Es wird von einer Schichtdicke  $h_S = 0,3$  mm, von einer Umgebungstemperatur  $\vartheta_{RT} = 20$  °C und von einem  $E$ -Modul der Spritzschicht  $E_S = 30$  GPa ausgegangen, s.a. Abschnitt 5.3. Für die Berechnung wird Stahl als Grundwerkstoff mit einer Dicke von  $h_G = 10$  mm angenommen ( $E_{St} = 210$  GPa,  $\alpha_{W,G,St} = 10 \cdot 10^{-6}$  K<sup>-1</sup>). Der Abbildung 5.10 ist zu entnehmen, dass mit steigender Temperatur  $\vartheta_V$  des Grundwerkstoffs die Eigenspannungen in der Spritzschicht linear sinken und von Zugeigenspannungen zu Druckeigenspannungen wechseln, was insbesondere an den größeren Wärmeausdehnungskoeffizienten des Grundwerkstoffs  $\alpha_{W,G}$  gegenüber dem der Spritzschicht  $\alpha_{W,S}$  liegt. Bei einer Schichtdicke von  $h_S = 0,3$  ist der Nullpunkt der Geraden, d.h. der Wechsel von Zugeigenspannungen zu Druckeigenspannungen, in etwa bei  $\vartheta_G = 85$  °C. Geringere Schichtdicken erhöhen die negative Steigung der Eigenspannungskurve und verschieben so den Nullpunkt hin zu niedrigeren Temperaturen des Grundwerkstoffs.

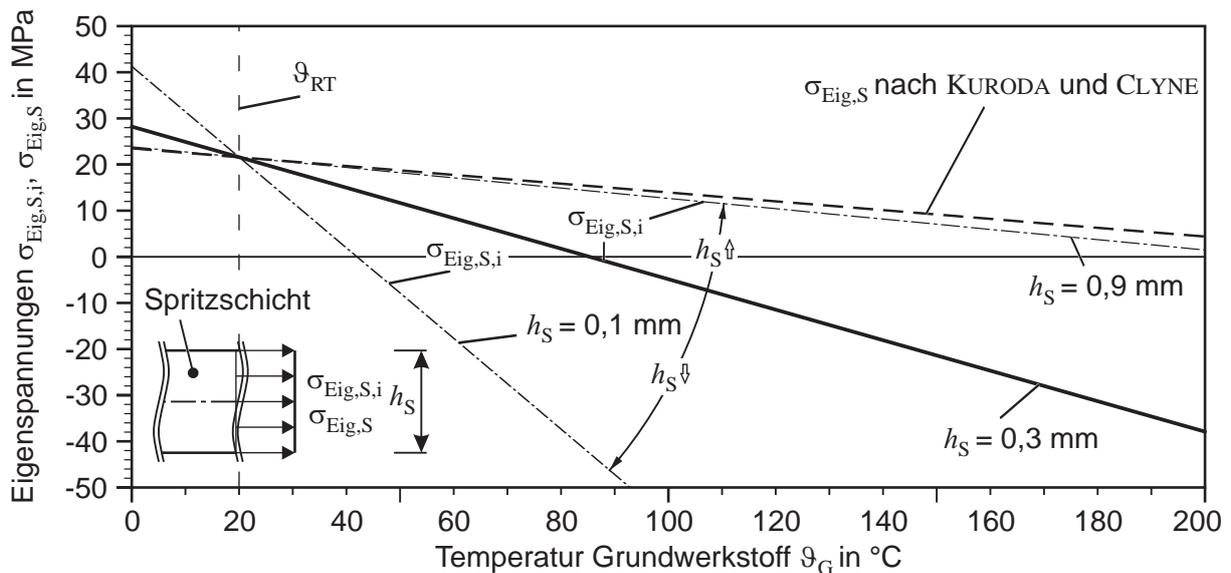


Abbildung 5.10: Qualitative Abschätzung der Eigenspannungen in der Spritzschicht, basierend auf Gl. 5.17. Zum Vergleich Gl. 5.18 nach KURODA und CLYNE

Zum Vergleich der entwickelten Gleichung 5.17 ist zusätzlich in Abbildung 5.10 die Ermittlung der Eigenspannungen in der Spritzschicht nach KURODA und CLYNE [185], welche allerdings die Schichtdicke vernachlässigt, dargestellt:

$$\sigma_{Eig,S} = \left[ \frac{\sigma_{Eig,pri}(\vartheta_P)}{E_S(\vartheta_P)} + (\alpha_{W,S} - \alpha_{W,G}) \cdot \Delta T \right] \cdot E_S(\vartheta_{RT}) \quad | \text{ nach [185]} \quad (5.18)$$

Hierbei ist  $E_S(\vartheta_P)$  der  $E$ -Modul der Spritzschicht bei der Temperatur  $\vartheta_P$  und  $E_S(\vartheta_{RT})$  der  $E$ -Modul der Spritzschicht bei der Temperatur  $\vartheta_{RT}$ . Da entsprechende Werte des  $E$ -Moduls nur bei  $\vartheta_{RT} = 20^\circ\text{C}$  vorliegen, wird für die Betrachtung  $E_S(\vartheta_P) = E_S(\vartheta_{RT})$  gesetzt. Der Vergleich zeigt, dass ab einer Schichtdicke von  $h_S = 0,9\text{ mm}$  beide Gleichungen ähnliche Resultate liefern. Bei geringeren Schichtdicken wird das Fehlen der Schichtdicke in Gleichung 5.18 deutlich. Da praktikable Werte der Schichtdicke beim eingesetzten Schichtsystem bei rund  $h_S = 0,3\text{ mm}$  liegen, wird die Gleichung 5.18 nach KURODA und CLYNE im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter berücksichtigt.

Als Fazit der Eigenspannungsuntersuchung in der Spritzschicht bleibt festzuhalten, dass in Abhängigkeit der gewünschten Schichtdicke  $h_S$  die Temperatur des Grundwerkstoffs  $\vartheta_G$  zu wählen ist. Hierbei ist zu beachten, dass – wie in Abbildung 5.5 dargestellt – für die Herstellung indirekt gespritzter Wirkflächen betragsmäßige niedrige Eigenspannungen erforderlich sind. Der Einfluss der Temperatur des Grundwerkstoffs auf die sekundär induzierten Eigenspannungen ist höher als auf die primär induzierten Eigenspannungen, welches durch die hohen Partikeltemperaturen  $\vartheta_P$  des eingesetzten Schichtsystems bedingt ist, s.a. Abschnitt 5.2.2.1. Daher sind insbesondere bei der Wahl der Temperatur des Grundwerkstoffs die Auswirkungen auf die sekundär induzierten Eigenspannungen zu beachten. Hierbei muss allerdings berücksichtigt werden, dass aufgrund des inkrementellen Charakters des Spritzprozesses, d.h. die Schichtdicke wird durch die Anzahl der Spritzüberläufe realisiert, sich der Grundwerkstoff bei jedem Spritzüberlauf weiter erhitzt, sofern keine Gegenmaßnahmen getroffen werden. Allgemein sollte der Ausdehnungskoeffizient des Grundwerkstoffs nicht kleiner als der der Spritzschicht sein, sodass die sekundär induzierten Eigenspannungen im Druckspannungsbereich liegen und somit überhaupt niedrige Eigenspannungen in der Beschichtung erzielt werden können.

### 5.2.3 Experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung des Prozessfensters

Basierend auf den Erkenntnissen der vorherigen Abschnitte 5.2.1 und 5.2.2 werden in diesem Abschnitt experimentelle Untersuchungen zur Realisierung zerstörungsfrei ablösbarer Hartstoff-Beschichtungen durchgeführt.

Der Spritzprozess muss dabei dermaßen gestaltet sein, dass zunächst eine ausreichende Haftung zwischen der Spritzschicht und der Negativform erzielt wird. Die Höhe der Haftung ist allerdings limitiert, da im Anschluss an den Spritzprozess ein zerstörungsfreies Ablösen der Spritzschicht von der Negativform (Grundwerkstoff) möglich sein muss.

#### 5.2.3.1 Untersuchte Parameter zur Herstellung thermisch gespritzter Wirkflächen

Für die experimentellen Untersuchungen werden die Parameter betrachtet, welche in Abbildung 5.11 dargestellt sind. Unterteilt sind diese in die Bereiche: *Negativform*, *Prozessparameter* und *Peripherie*.

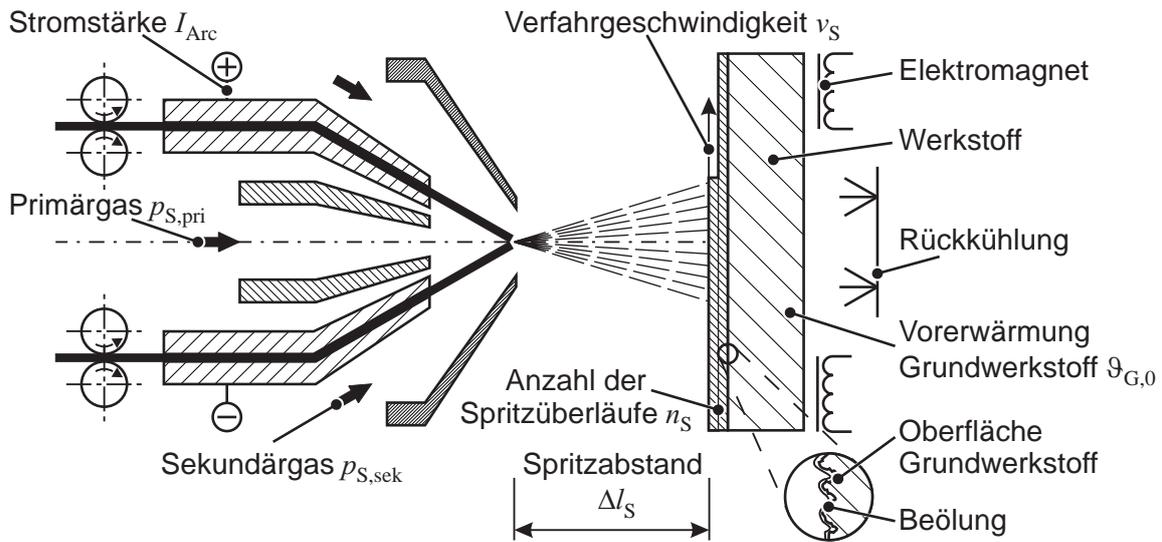


Abbildung 5.11: Untersuchte Parameter zur Ermittlung des Prozessfensters thermisch gespritzter Wirkflächen

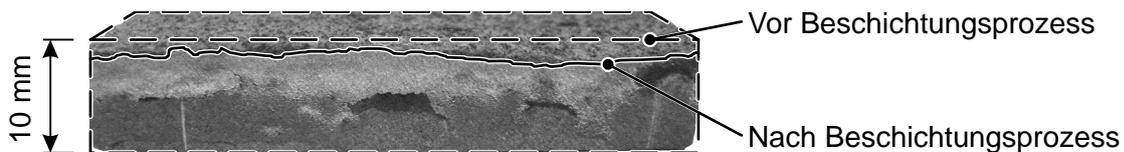


Abbildung 5.12: Zerstörte Negativform aus Polyurethan nach dem Beschichtungsprozess

In Tabelle 5.2 sind die Parameter entsprechend ihrer Zuordnung und deren Variationsstufen aufgelistet. Die Größe der Negativformen wird konstant auf 70 mm Länge, 50 mm Breite und 10 mm Dicke belassen.

Für die *Negativform* werden die leicht zu spanenden Werkstoffe Aluminium (EN AW-2007) und Baustahl (1.3007) eingesetzt. Voruntersuchungen mit alternativen Werkstoffen wie speziellen Polyurethanen zeigen, dass deren Temperaturbeständigkeit (205 °C) für den Beschichtungsprozess nicht ausreichend hoch sind, sodass die Negativformen während des Beschichtungsprozesses versagen, Abbildung 5.12.

Zur Erzielung einer ausreichenden Haftfestigkeit der Spritzschicht auf dem Grundwerkstoff werden in konventionellen thermischen Spritzprozessen die Oberflächen des Grundwerkstoffs gestrahlt [107]. Da eine zu hohe Haftung negativ für das zerstörungsfreie Ablösen der Spritzschicht ist, werden im Rahmen dieser Untersuchungen auch ungestrahlte Grundwerkstoffe ( $R_z = 2 \mu\text{m}$ ) eingesetzt. Als Strahlmittel wird EKF 14/24 (Edelkorund weiß,  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\alpha$ -Phase) bei einem Druck von 0,4 MPa, in einem Abstand zum Grundwerkstoff von 100 mm und Anstellwinkel  $45^\circ$  eingesetzt. Zur Reduktion der

Tabelle 5.2: Variierte Parameter zur Ermittlung des Prozessfensters thermisch gespritzter Wirkflächen

Parameter	Variationsstufen	
<i>Negativform:</i>		
Werkstoff	Aluminium (EN AW-2007)	Baustahl (1.0037)
Vorbehandlung	Keine	Oberfläche gestrahlt
Oberfläche	entfettet	benetzt mit Mineralöl
Vorerwärmung		
Grundwerkstoff $\vartheta_{G,0}$	20 °C ( $\vartheta_{RT}$ )	160 °C
<i>Prozessparameter:</i>		
Lichtbogenstrom $I_{Arc}$	200 A	260 A
Primärgas $p_{S,pri}$	0,2 MPa	0,6 MPa
Sekundärgas $p_{S,sek}$	nicht verwendet	0,2 MPa
Verfahrgeschwindigkeit $v_S$	200 $\frac{mm}{s}$	400 $\frac{mm}{s}$
Anzahl der Spritzüberläufe $n_S$		2 bis 5
Spritzabstand $\Delta l_S$	100 mm	200 mm
<i>Peripherie:</i>		
Rückkühlung Grundwerkstoff	nicht verwendet	verwendet
Magnetfeld	nicht verwendet	verwendet

Haftung zwischen der Spritzschicht und der Negativform wird der Einfluss von Mineralöl (Universalöl der Fa. BALLISTOL), welches direkt vor dem eigentlichen Spritzprozess mit einem Pinsel dünn auf die Negativform aufgetragen wird, untersucht. Mit diesem Ansatz konnten in [187] CrNi-Spritzschichten vom Grundwerkstoff zerstörungsfrei für den Einsatz als Zugproben gelöst werden. Wie in den vorherigen Abschnitten 5.2.1 und 5.2.2 gezeigt, hat die Temperatur des Grundwerkstoffs  $\vartheta_G$  einen Einfluss auf die Höhe der induzierten Eigenspannungen. Aufgrund der Wärmeeinbringung beim thermischen Spritzen erhöht sich die Temperatur des Grundwerkstoffs während des Prozesses. Daher kann nur eine Ausgangstemperatur des Grundwerkstoffs  $\vartheta_{G,0}$  definiert eingestellt werden, welche in zwei Stufen variiert wird: Raumtemperatur (20 °C und  $\vartheta_{G,0} = 160$  °C). Letztgenannter Wert hat

sich insbesondere bei konventionellen thermischen Spritzprozessen mit dem eingesetzten Spritzwerkstoff bewährt, vgl. [188].

Die Gruppe der *Prozessparameter* umfasst insbesondere Parameter zur Ausprägung des Spritzstahls. So beeinflusst der Lichtbogenstrom  $I_{Arc}$  die Schichtcharakteristik durch die Höhe der eingebrachten Energie. Die anliegende Spannung am Lichtbogen stellt sich entsprechend ein und liegt bei 32–34 kV. Je größer der Druck des Primärgases  $p_{S,pri}$  ist, desto höher ist die Partikelgeschwindigkeit und umso geringer die Partikelgröße. Ein Druck von  $p_{S,pri} = 0,6$  MPa führte in [182] beim gleichen Spritzwerkstoff zu geeigneten Schichten beim konventionellen Lichtbogenspritzen. Das Sekundärgas  $p_{S,sek}$  dient zur Fokussierung des Lichtbogenkegels. Hierbei wird zusätzliche Druckluft im Bereich des Lichtbogens zugeführt. Bei den angegebenen Werten der Verfahrensgeschwindigkeit der Spritzpistole  $v_S$  handelt es sich um Sollwerte, die aufgrund der Trägheit der Anlage nur in Teilbereichen erreicht werden können. Der Verfahrensweg der Spritzpistole über die Negativform ist immer mäanderförmig, wobei zwischen zwei Bahnen stets ein Abstand von 5 mm eingehalten wird. Durch die Anzahl der Spritzüberläufe  $n_S$  ergibt sich die Schichtdicke. Beeinflusst wird darüber hinaus die Höhe der Energieeinbringung, welche sich auf den Eigenspannungszustand auswirkt, vgl. Kapitel 5.2.1 und 5.2.2. Für den eingesetzten Spritzwerkstoff liegt der empfohlene Spritzabstand  $\Delta l_S$  bei 100 mm. Da mit steigendem Abstand sich die Temperatur der Spritzpartikel verringert [182], werden Untersuchungen auch mit einem größeren Abstand durchgeführt.

Zur Gruppe der *Peripherie* zählt eine Vorrichtung zur rückwärtigen Kühlung der Negativform mittels Druckluft (0,2 MPa) und ein schaltbarer Elektromagnet mit einer maximalen Haltekraft von 1,3 kN. Die Rückkühlung soll eine konstante Temperatur des Grundwerkstoffs während des Spritzprozesses gewährleisten oder zumindest ein zu starkes Aufheizen verhindern. Der Elektromagnet wird eingesetzt, um während des Spritzprozesses zusätzliche Haltekräfte auf die Spritzschicht applizieren zu können.

### 5.2.3.2 Einflussgrad und -höhe der Parameter auf die Herstellung thermisch gespritzter Wirkflächen

Zur Beurteilung der Auswirkungen der einzelnen Parameter zur Herstellung thermisch gespritzter Wirkflächen wird die gefertigte Spritzschicht gemäß Abbildung 5.2 in die drei Kriterien: *Fehlteil aufgrund zu hoher Haftung* (☒), *Fehlteil aufgrund zu niedriger Haftung* (☒) und *Gutteil* (■) unterteilt. Die beobachteten Effekte der einzelnen Parameter, basierend auf diesen Zielgrößen, sind in Tabelle 5.3 dargestellt.

Hierbei zeigt sich, dass eine *ungestrahlte* Oberfläche der Negativform von essenzieller Bedeutung ist. Eine gestrahlte Oberfläche verhindert – unabhängig von der Wahl anderer Parameter – immer

Tabelle 5.3: Parametereinflüsse auf die Herstellung zerstörungsfrei lösbarer Spritzschichten

Parameter	Variationsstufen		Tendenz
Vorbehandlung	● Keine	■ Oberfläche gestrahlt	■
Primärgas $p_{S,pri}$	● 0,2 MPa	■ 0,6 MPa	↗ ■
Spritzabstand $\Delta l_S$	● 100 mm	■ 200 mm	↘ ■
Werkstoff	● Aluminium (EN AW-2007)	■ Baustahl (1.0037)	■
Anzahl der Spritzüberläufe $n_S$	● 2	■ 5	↗ ■
Verfahr- geschwindigkeit $v_S$	● 200 $\frac{mm}{s}$	■ 400 $\frac{mm}{s}$	↘ ■
Oberfläche	● entfettet	■ benetzt mit Mineralöl	↗ ■
Vorerwärmung	● 20 °C ( $\vartheta_{RT}$ )	■ 160 °C	↗ ■
Grundwerkstoff $\vartheta_{G,0}$	● 200 A	■ 260 A	↗ ■
Lichtbogenstrom $I_{Arc}$	● nicht verwendet	■ verwendet	■
Rückkühlung	● Grundwerkstoff	■	■
Sekundärgas $p_{S,sek}$	○ nicht verwendet	■ 0,2 MPa	■
Magnetfeld	○ nicht verwendet	■ verwendet	■

Erläuterungen:

Einfluss: ● hoch ● mittel ● niedrig ○ nicht vorhanden

Haftung: ■ zu niedrig ■ geeignet ■ zu hoch

Tendenz: ↗ Erhöhung führt zu ... ↘ Verminderung führt zu ...

das zerstörungsfreie Ablösen der Spritzschicht von der Negativform, da die Haftung zwischen der Spritzschicht und der Negativform zu hoch ist.

Ein *Primärgasdruck* von  $p_{S,pri} = 0,6$  MPa führt im Vergleich zu einem Druck von  $p_{S,pri} = 0,2$  MPa zu höheren Partikelgeschwindigkeiten und somit zu einer höheren kinetischen Energie und einem

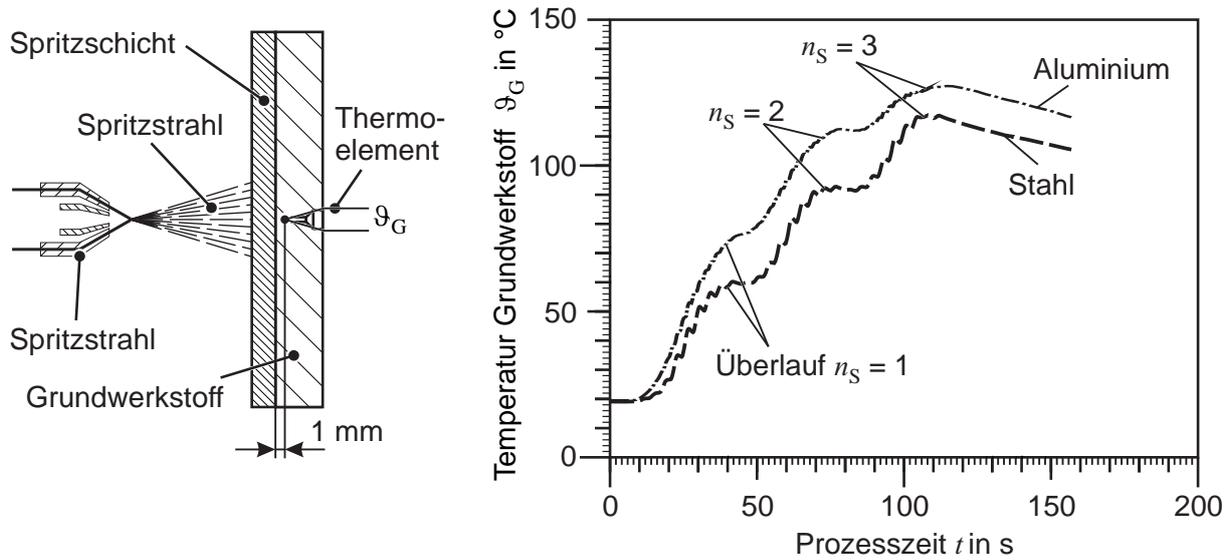


Abbildung 5.13: Temperatur der Negativform während des thermischen Spritzens in Abhängigkeit von dem Negativformwerkstoff

höheren Impuls. Dadurch kommt es bei ungestrahlten Negativformen entweder zu gar keiner Haftung der Partikel auf der Negativform oder haftende Spritzpartikel werden bei einem weiteren Überlauf der Spritzpistole wieder entfernt. Zur Herstellung der thermisch gespritzten Wirkflächen wird daher der niedrigere Wert des Primärgases von  $p_{S,pr} = 0,2 \text{ MPa}$  verwendet.

Gegenüber dem *Spritzabstand* bei konventionellen Lichtbogenspritzprozessen ist der geeignete Spritzabstand mit  $\Delta l_S = 200 \text{ mm}$  deutlich größer. Dies führt zu niedrigeren Partikelgeschwindigkeiten und -temperaturen. Erstere reduzieren den Impuls, letztere bewirken insbesondere niedrigere primär induzierte Eigenspannungen in der Spritzschicht. Allerdings ist der maximal einstellbare Spritzabstand dabei aufgrund von unerwünschten Oxidationseffekten der Spritzpartikel begrenzt.

Als *Werkstoff* stellt sich Stahl als wesentlich geeigneter gegenüber dem eingesetzten Aluminium heraus. So kann i.d.R. mit Aluminium keine ausreichende Haftung erzielt werden, sodass die Spritzschicht nach dem ersten Überlauf – sofern eine primäre Haftung erzielt werden konnte – sich beim nächsten Überlauf der Spritzpistole wieder löst. Zwar können mit einigen Parameterkombinationen auch mit Aluminium zerstörungsfrei lösbare Spritzschichten hergestellt werden, jedoch ist hier das Prozessfenster wesentlich instabiler als bei einer Negativform aus Stahl. Begründet werden kann dies zum einen durch den wesentlich größeren Ausdehnungskoeffizienten von Aluminium ( $\alpha_{W,G,Alu} = 23,8 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ) gegenüber den Ausdehnungskoeffizienten von Stahl ( $\alpha_{W,G,St} = 10 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ) und der Spritzschicht ( $\alpha_{W,S} = (6,7 \pm 0,2) \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ). Wie in Abschnitt 5.2.2.2 gezeigt, hat dies einen hohen Einfluss auf die sekundär induzierten Eigenspannungen.

Des Weiteren erhöht sich die Temperatur der Negativform ( $\vartheta_G$ ) stärker beim Einsatz von Aluminium als bei Stahl, welche mittels Thermoelementen (Typ K, Durchmesser 0,6 mm der Fa. THERMOCOAX) gemessen wurde, Abbildung 5.13. Dies ist durch die niedrigere Wärmekapazität  $C$  von Aluminium gegenüber Stahl gegeben. Bei gleichem Wärmestrom  $\dot{Q}$  – hervorgerufen durch den Spritzstrahl –, gleichem Volumen der Negativform  $V$  und gleicher Ausgangstemperatur  $\vartheta_{RT}$  wird in der gleichen Zeit die Negativform stärker erhitzt:

$$\begin{aligned}\dot{Q} &= C \cdot \frac{(\vartheta_G - \vartheta_{RT})}{t} \\ &= c_v \cdot m \cdot \frac{(\vartheta_G - \vartheta_{RT})}{t} \\ &= (c_v \cdot \rho) \cdot V \cdot \frac{(\vartheta_G - \vartheta_{RT})}{t} \\ \Rightarrow \vartheta_G &= \frac{\dot{Q} \cdot t}{(c_v \cdot \rho) \cdot V} + \vartheta_{RT}\end{aligned}\quad (5.19)$$

Hierbei ist  $t$  die Zeit,  $c_v$  die spezifische Wärmekapazität,  $m$  die Masse und  $\rho$  die Dichte. Der Unterschied in der Gleichung 5.19 hinsichtlich des Negativformwerkstoffs ist mit dem Produkt  $(c_v \cdot \rho)$  gegeben, welches bei Stahl höher als bei Aluminium ist ( $c_{v,St} = 0,477 \text{ kJ / kg K}$ ,  $\rho_{St} = 7,85 \text{ kg / dm}^3$  [37];  $c_{v,Alu} = 0,896 \text{ kJ / kg K}$ ,  $\rho_{Alu} = 2,77,85 \text{ kg / dm}^3$  [186]). Die höhere Temperatur des Grundwerkstoffs  $\vartheta_G$  wirkt sich wiederum auf die Höhe der induzierten Eigenspannungen aus, vgl. Abbildungen 5.9 und 5.10. Bei der Temperaturbetrachtung wird zur Vereinfachung die unterschiedliche Wärmeleitfähigkeit von Aluminium und Stahl nicht berücksichtigt. So ist die Wärmeleitfähigkeit von Aluminium höher als die von Stahl, sodass die Wärme von der Vorderseite, auf die der Spritzstrahl trifft, schneller zur kühleren Rückseite transportiert werden kann. Insgesamt erhöhen sowohl der höhere Ausdehnungskoeffizient  $\alpha_{W,G,Alu}$  als auch die höhere Temperatur der Negativform  $\vartheta_{G,Alu}$  die Druckeigenspannungen in der Spritzschicht, was sich negativ auf die Haftung auswirkt. Ein weiterer Grund für die schlechtere Haftung der Spritzschicht an der Negativform aus Aluminium gegenüber Stahl ist in den Haftbedingungen zwischen der Spritzschicht und der Negativform begründet. Die ungestrahlten Oberflächen der Negativform reduzieren deutlich die Möglichkeit der Haftung durch mechanische Verklammerung, sodass die Haftung essenziell von den anderen Haftmechanismen, wie Mikroverschweißungen, abhängt, s.a. Kapitel 2.3.3. Die Bedingungen zur Mikroverschweißung zwischen Stahl und dem Eisenanteil der Spritzschicht sind allerdings deutlich günstiger als beim Einsatz von Aluminium als Negativform.

Die Anzahl der Spritzüberläufe ist limitiert auf maximal  $n_{S,max} = 4$  Überläufe, wobei auch hier der Prozess je nach Parameterkombination instabil wird. Eine höhere Anzahl an Spritzüberläufen führt zu einem vorzeitigen Ablösen der Spritzschicht von der Negativform. Bis zu einer Anzahl der Spritzüberläufe von  $n_S = 3$  kann ein stabiler Prozess realisiert werden. Hierdurch kann eine

Schichtdicke von rund  $h_S = 0,3$  mm erzielt werden. Wie in Abbildung 5.10 gezeigt, wirkt sich die Schichtdicke direkt auf die Höhe der Eigenspannungen in der Spritzschicht aus. Hierbei stimmen die experimentellen Ergebnisse – eine höhere Schichtdicke reduziert das Prozessfenster – qualitativ mit dem analytisch ermittelten Prozessfenster in Abbildung 5.5 überein. Des Weiteren wird die Temperatur der Negativform mit jedem Spritzüberlauf erhöht, Abbildung 5.13. Dies wiederum wirkt sich insbesondere negativ auf die Höhe der sekundär induzierten Eigenspannungen und somit auf die Prozessstabilität aus, vgl. 5.10.

Niedrige *Verfahrgeschwindigkeiten* der Spritzpistole resultieren in einem vorzeitigen Ablösen der Spritzschicht, sodass eine hohe Verfahrgeschwindigkeit anzustreben ist. Je höher die Verfahrgeschwindigkeit ist, desto gleichmäßiger wird der Verbund aus bereits abgeschiedenen Spritzpartikeln und der Negativform erwärmt. Hierdurch wird die Induzierung von Eigenspannungen aufgrund inhomogener Temperaturverteilung vermindert.

Ein Benetzen der *Oberfläche* der Negativformen vor dem Spritzprozess ist wenig zielführend. Eine geeignete Haftung kann in diesem Fall, wenn überhaupt, nur erzielt werden, sofern die Vorwärmung des Grundwerkstoffs ausreichend hoch ist, sodass das Mineralöl vor dem Spritzprozess größtenteils wieder verdampft. Ansonsten verhindert die mit Mineralöl benetzte Oberfläche Mikroverschweißungen zwischen der Spritzschicht und der Negativform, sodass insgesamt vom Einsatz von Mineralöl abzuraten ist. Vielmehr wirkt eine saubere und mit Ethanol entfettete Oberfläche der Negativform prozessstabilisierend.

Der Einfluss der *Vorerwärmung* auf den Prozess ist geringer als erwartet. Sowohl ohne Vorerwärmung als auch bei einer Erwärmung der Negativform auf  $\vartheta_{G,0} = 160$  °C können Spritzschichten zerstörungsfrei abgelöst werden. Grund hierfür ist die hohe Wärmeeinbringung durch den Spritzprozess, vgl. 5.13. So zeigt sich, dass nach drei Spritzüberläufen auch bei vorgewärmten Negativformen die Temperatur  $\vartheta_G$  nur unwesentlich höher als die von nicht vorgewärmten Negativformen ist. Insbesondere aufgrund der einfacheren Handhabung der Negativformen wird daher im weiteren Verlauf auf eine Vorerwärmung verzichtet.

Ein größerer *Lichtbogenstrom*  $I_{Arc}$  vergrößert die induzierte Energie und damit die Höhe der Temperatur im Spritzprozess. Ein niedriger Lichtbogenstrom  $I_{Arc} = 200$  A führt folglich zu einem stabileren Prozess. Insgesamt ist der Einfluss des Lichtbogenstroms aber eher als gering anzusehen.

Ebenso hat die eingesetzte *Rückkkühlung* nur einen niedrigen Einfluss auf das Ergebnis des Spritzprozesses. Hierbei zeigt sich, dass die Kühlleistung durch den Ansatz einer rückwärtigen Kühlung nicht ausreichend hoch ist, um Effekte auf die bespritzte Vorderseite der Negativform zu bewirken. Aufwendigere alternative (frontale) Kühlungssysteme könnten eventuell Effekte hervorrufen, wer-

den im Rahmen dieser Arbeit aufgrund der höheren Kosten und geringeren Flexibilität allerdings nicht weiterverfolgt.

Der Einsatz des *Sekundärgases* oder eines *Magnetfelds* wirkt sich nicht auf das Prozessfenster zur Herstellung zerstörungsfrei lösbarer Schichten aus. Daher wird für weitere Untersuchungen auf den Einsatz des Sekundärgases verzichtet. Hinsichtlich des Magnetfelds hat die Spritzschicht zu geringe ferromagnetische Eigenschaften. Auch im abgekühlten Zustand ist die Haftung der Spritzschicht am Magneten äußerst gering. Da mit steigender Temperatur die ferromagnetische Wirkung im Allgemeinen abnimmt und oberhalb der Curie-Temperatur vollständig aufgehoben wird, ist die Haftung aufgrund der magnetischen Wirkungen während des Spritzprozesses noch weitaus geringer. Die Elektromagneten lassen sich allerdings recht flexibel als Probenhalter der Negativformen im Spritzprozess einsetzen.

#### 5.2.4 Fazit: Prozessfenster indirekt gespritzter Wirkflächen

Insgesamt zeigt sich, dass die Herstellung zerstörungsfrei lösbarer Spritzschichten zur Realisierung indirekt gespritzter Wirkflächen möglich ist. Das Prozessfenster wird hierbei insbesondere von der Schichtdicke der Spritzschicht und den induzierten Eigenspannungen beschrieben. Hierbei reduziert sich das Prozessfenster sowohl mit steigender Schichtdicke als auch mit betragsmäßig steigenden Eigenspannungen. Da eine Mindestschichtdicke der Spritzschicht für den späteren Einsatz als Wirkfläche im Tiefziehwerkzeug angestrebt wird, muss die Induzierung von Eigenspannung minimiert werden. Wie in den vorherigen Abschnitten gezeigt, wirken sich insbesondere die Höhe des Ausdehnungskoeffizienten und die Temperatur der Negativform sowie die Schichtdicke auf die Eigenspannungen aus. Geeignete Prozessparameterkombinationen können zu niedrigen Eigenspannungen und somit zu zerstörungsfrei ablösbaren Spritzschichten führen. Die analytische Betrachtung konnte durch experimentelle Untersuchungen bestätigt werden. Wichtigste Erkenntnisse zur Herstellung zerstörungsfrei lösbarer Spritzschichten sind:

- Eine ungestrahlte Oberfläche der Negativform ist essenziell.
- Die Wärmeinduzierung im Spritzprozess muss minimal sein.
- Die Höhe der Schichtdicke ist limitiert.

Eine gestrahlte Oberfläche führt zu einer unzulässig hohen Haftung der Spritzschicht. Mit steigender Wärmeinduzierung wird die Temperatur des Grundwerkstoffs und damit die Eigenspannungen erhöht, was sich destabilisierend auf den Spritzprozess auswirkt und zu Fehlteilen führt. Die maximale Schichtdicke, die prozesssicher hergestellt werden kann, liegt bei  $h_{S,max} \approx 0,35$  mm.

Tabelle 5.4: Parameter zur Untersuchung der Eigenschaften indirekt gespritzter Wirkflächen

Parameter	Einstellung
<i>Substrat:</i>	
Werkstoff	Baustahl (1.0037)
Vorbehandlung	Keine
Oberfläche	entfettet
Vorerwärmung Grundwerkstoff $\vartheta_{G,0}$	20 °C ( $\vartheta_{RT}$ )
<i>Prozessparameter:</i>	
Lichtbogenstrom $I_{Arc}$	200 A
Primärgas $p_{S,pri}$	0,2 MPa
Sekundärgas $p_{S,sek}$	nicht verwendet
Verfahrgeschwindigkeit $v_S$	400 $\frac{mm}{s}$
Anzahl der Spritzüberläufe $n_S$	3
Spritzabstand $\Delta l_S$	200 mm
<i>Peripherie:</i>	
Rückkühlung Grundwerkstoff	nicht verwendet
Magnetfeld	nicht verwendet

### 5.3 Eigenschaften indirekt gespritzter Wirkflächen

Das vorherige Kapitel 5.2 befasst sich vor allem mit der Herstellbarkeit indirekt thermisch gespritzter Wirkflächen für Tiefziehwerkzeuge. Im Rahmen dieses Kapitels stehen die Eigenschaften der so realisierten Spritzschichten wie Haftung, Oberflächengüte und mechanische Kennwerte im Vordergrund.

#### 5.3.1 Berücksichtigte Parameter

Basierend auf den Erkenntnissen des vorherigen Kapitels 5.2 werden die Parameter so gewählt, dass ein stabiler Spritzprozess gewährleistet werden kann. Die gewählten konstant gehaltenen Spritzparameter für die Untersuchungen sind in 5.4 aufgelistet.

Die Untersuchungen in diesem Kapitel werden insbesondere unter Berücksichtigung der Geometrie des zu fertigenden Tiefziehwerkzeugs durchgeführt, Abbildung 5.14. Bei der bisherigen Betrachtung ist der *Spritzwinkel*  $\gamma_S$ , d.h. der Winkel zwischen der Mittellinie des Spritzstrahls und der Oberfläche

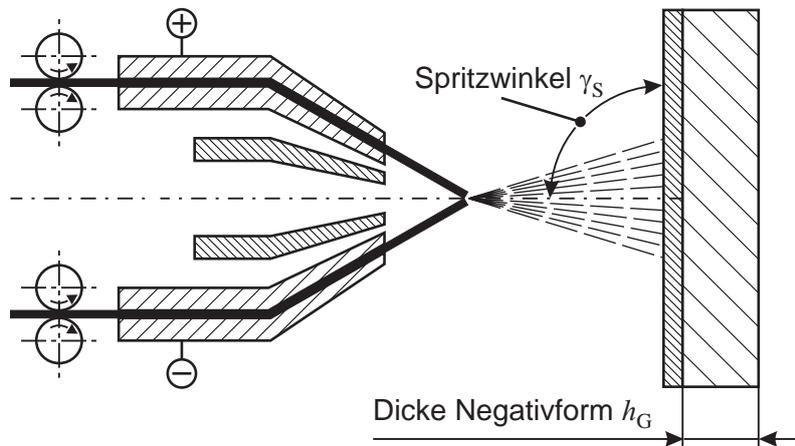


Abbildung 5.14: Variierte Parameter zur Untersuchung der Eigenschaften indirekt gespritzter Wirkflächen

der Negativform, immer  $90^\circ$ . Ein senkrecht zur Oberfläche angestellter Spritzstrahl kann allerdings insbesondere bei komplexen Werkzeuggeometrien nicht immer gewährleistet werden. Zum einen erfordert dies eine aufwendige Bahnplanung des Handhabungssystems der Spritzpistole, z.B. mittels eines Roboters. Zum anderen hat der Spritzkegel eine endliche Ausdehnung, sodass vor allem bei kleinen Radien der Spritzstrahl auch unter einem deutlich geringeren Winkel als  $90^\circ$  auf die Oberfläche der Negativform treffen kann. So hat der Kernbereich des Spritzkegels mit der höchsten Konzentration an Spritzpartikeln bei den gewählten Parametern einen Öffnungswinkel von rund  $10^\circ$ . Bei einem Spritzabstand von  $\Delta l_S = 200 \text{ mm}$  wird somit eine Fläche von einem Durchmesser von rund  $35 \text{ mm}$  gleichzeitig bespritzt. In den Untersuchungen zu den Eigenschaften der Spritzschichten wird daher der Spritzwinkel berücksichtigt und in vier Stufen variiert.

Des Weiteren wird die Negativform bei komplexeren Geometrien keine gleichmäßige *Materialstärke* aufweisen, da i.d.R. insbesondere aus wirtschaftlichen Gründen nur die zu bespritzende Seite bearbeitet wird. Neben einer Tiefe  $h_G$  der Negativform von  $10 \text{ mm}$  wird daher auch eine Dicke von  $h_G = 30 \text{ mm}$  betrachtet. Wie Abbildung 5.9 zeigt, hat die Dicke  $h_G$  zwar keinen direkten Einfluss auf die Prozessstabilität, allerdings bewirkt die höhere Masse der dickeren Negativform, dass sich bei gleichem Wärmestrom  $\dot{Q}$  die Negativform während des Spritzprozesses weniger erwärmt, vgl. Gleichung 5.19. Die Temperatur des Grundwerkstoffs  $\vartheta_G$  wiederum hat einen direkten Einfluss auf die induzierten Eigenspannungen und damit auf die Prozessstabilität.

Die Variationsstufen der untersuchten Parameter sind in Tabelle 5.5 aufgelistet. Für die Untersuchungen werden flache Negativformen in der Dimension von  $60 \text{ mm} \times 80 \text{ mm}$  verwendet. Im Anschluss an den Spritzprozess werden die Negativformen zunächst in eine entsprechend vorbe-

Tabelle 5.5: Variierte Parameter zur Untersuchung der Eigenschaften indirekt gespritzter Wirkflächen

Parameter	Variationsstufen			
Spritzwinkel $\gamma_S$	90°	65°	40°	15°
Dicke der Negativform $h_G$	10 mm	30 mm		

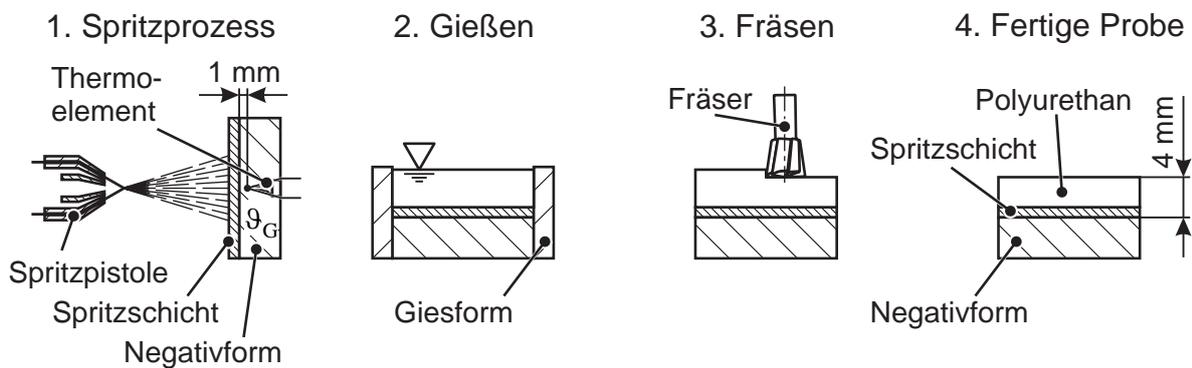


Abbildung 5.15: Herstellung der Proben zur Ermittlung der Eigenschaften indirekt thermisch gespritzter Wirkflächen

reitete Gießform eingesetzt und dann mit dem Polyurethan GM 708 / PUR 4 der Fa. EBALTA hintergossen. Die Kennwerte dieses Werkstoffs sind in Kapitel 4 gegeben. Gegenüber dem Polyurethan GM 725-7 / PUR 13 derselben Firma ist die Bruchdehnung höher, wodurch dieser Werkstoff sich besser für die Bestimmung der mechanischen Kennwerte der Spritzschicht eignet. Nach dem Aushärten des Polyurethans wird dieser für die weiteren Untersuchungen auf eine definierte Höhe von 4 mm gefräst. Während des Spritzprozesses wird die Temperatur der Negativform mittels Thermoelementen (Typ K, Durchmesser 0,6 mm der Fa. THERMOCOAX) gemessen. Der experimentelle Ablauf zur Herstellung der Proben für die Charakterisierung der Eigenschaften der Spritzschicht ist in Abbildung 5.15 zusammengefasst.

Die Ergebnisse der Temperaturmessung im Spritzprozess sind in Abbildung 5.16 dargestellt. Hierbei zeigt sich eine Abhängigkeit der Temperatur der Negativform  $\vartheta_G$  sowohl vom Spritzwinkel  $\gamma_S$  als auch von der Dicke der Negativform  $h_S$ . Ein kleinerer Spritzwinkel und eine größere Dicke der Negativform führen unabhängig voneinander zu niedrigeren Temperaturen des Grundwerkstoffs. Dies lässt sich

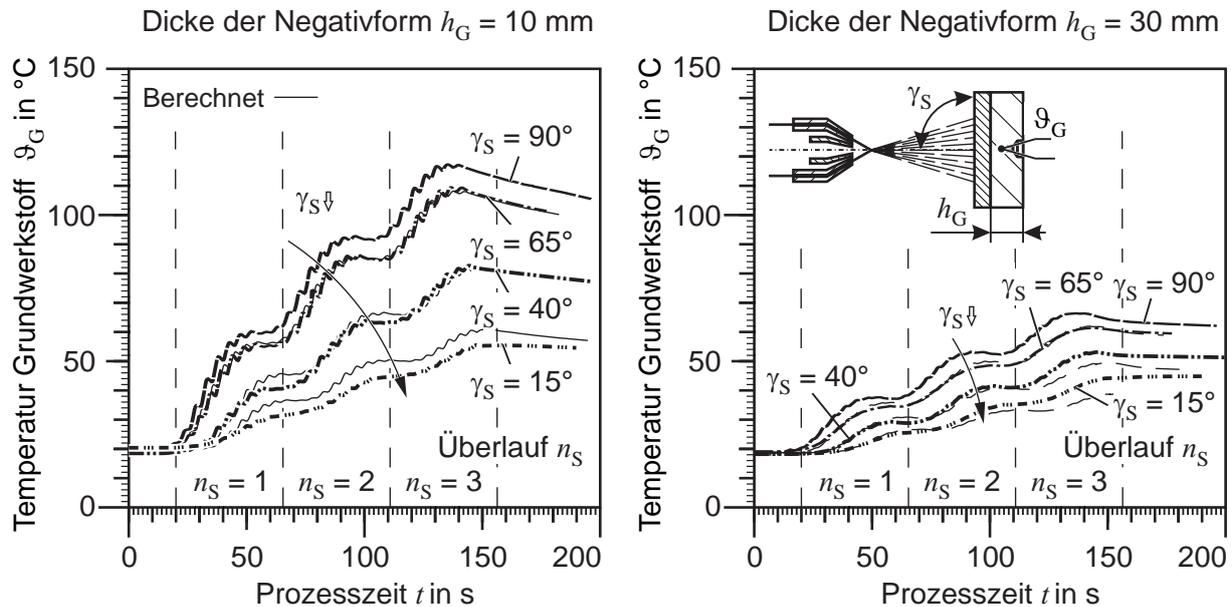


Abbildung 5.16: Temperatur der Negativform  $\vartheta_G$  in Abhängigkeit des Spritzwinkels  $\gamma_S$  und der Dicke der Negativform  $h_G$ . Berechnung mittels Gl. 5.20 auf Basis von  $\vartheta_G(\gamma_S, 90^\circ)$

anhand der Gleichung 5.19 erläutern, indem ein zusätzlicher Term  $\sin \gamma_S$  zur Beschreibung einer Projektion aufgrund des Spritzwinkels der Gleichung hinzugefügt wird:

$$\vartheta_G(\gamma_S) = \frac{\overbrace{\dot{Q} \cdot t}^{\text{Gl. 5.19}}}{(c_v \cdot \rho) \cdot V} \cdot \sin \gamma_S + \overbrace{\vartheta_{RT}}^{\text{Gl. 5.19}} \quad (5.20)$$

Basierend auf dem Temperaturverlauf  $\vartheta_G(\gamma_S, 90^\circ)$  bei einem Spritzwinkel von  $\gamma_S = 90^\circ$  sind für die jeweiligen Dicken die mittels Gleichung 5.20 berechneten Verläufe dargestellt. Die Übereinstimmung ist qualitativ gut, nimmt allerdings mit sinkenden Werten des Spritzwinkels ab. Dies könnte durch die fehlende Berücksichtigung der Wärmeleitung von der Vorderseite der Negativform zur Rückseite und Wärmestrahlung in der Gleichung 5.20 bedingt sein.

### 5.3.2 Übersicht über die untersuchten Zielgrößen

Die untersuchten Zielgrößen der indirekt thermisch gespritzten Wirkflächen werden in die drei Kategorien *Ablösen*, *Schichtaufbau* und *Mechanische Kennwerte* unterteilt, Tabelle 5.6. Unter der Kategorie *Ablösen* werden die Eigenschaften zusammengefasst, die dem eigentlichen Prozess des zerstörungsfreien Ablöses der Spritzschicht von der Negativform zuzuordnen sind. Für den späteren Einsatz der Wirkflächen im Tiefziehprozess sind diese Eigenschaften nicht von Bedeutung, allerdings für den Fertigungsprozess der hybriden Tiefziehwerkzeuge. Untersuchungen zum *Schicht-*

Tabelle 5.6: Untersuchte Eigenschaften indirekt thermisch gespritzter Wirkflächen

Ablösen	Schichtaufbau	Mechanische Kennwerte
Haftzugfestigkeit $R_H$	Aussehen Wirkfläche	$E$ -Modul $E_S$
Haftscherfestigkeit $\tau_H$	Schliffbilder	Festigkeit $\sigma_{m,S}$
Rauheit Negativform	Schichtdicke $h_S$	Bruchdehnung $A_{\epsilon,S}$
	Porosität $\Phi_S$	Härte nach Vickers
	Rauheit Wirkfläche	Eigenspannung $\sigma_{Eig,S}$

*aufbau* geben Rückschlüsse auf die Morphologie der Spritzschicht, welche wiederum Auswirkungen auf die *mechanischen Kennwerte* der Spritzschicht hat. Neben der Rauheit sind insbesondere diese Kennwerte relevant für den späteren Einsatz der Wirkflächen im Tiefziehprozess.

### 5.3.3 Messmethoden zur Bestimmung der Eigenschaften der Spritzschichten

In diesem Kapitel wird auf die Messmethoden und -verfahren zur Bestimmung der Eigenschaften der Spritzschicht, unterteilt in die jeweilige Kategorie, eingegangen, s.a. Tabelle 5.6.

Die Ermittlung der *Haftzugfestigkeit*  $R_H$  erfolgt in Anlehnung an DIN EN 582 [189]. Hierzu werden zunächst aus dem Probenkörper (vgl. Kapitel 5.15) mittels Kernbohrungen Zylinder mit einem Durchmesser  $D_H$  von 11,5 mm erzeugt. Anschließend wird die Oberseite dieser Zylinder mithilfe eines Epoxidklebers mit einem Abziehkörper verklebt. Nach dem Aushärten wird der Verbund aus Proben- und Abziehkörper in eine entsprechende Vorrichtung in einer Universalprüfmaschine eingespannt und mit einer Zugkraft mit einer Geschwindigkeit von 0,01 mm/s beaufschlagt, Abbildung 5.17. Der Quotient aus der Kraft  $F_{H,max}$ , die zum Ablösen der Spritzschicht von der Negativform führt, und dem Durchmesser des Zylinders  $D_H$  ergibt die Haftzugfestigkeit  $R_H$ .

Die Bestimmung der *Haftscherfestigkeit*  $\tau_H$  wird in Anlehnung an DIN 50162 durchgeführt, [190]. Mittels spanender Herstellung werden aus dem Probenkörper Quader mit den Abmessungen 40 mm × 15 mm × 4 mm gefertigt. Mithilfe eines Scherstempels werden diese dann von der Negativform in der Universalprüfmaschine abgeschert und die Druckkraft  $F_H$  gemessen. Die Haftscherfestigkeit  $\tau_H$  ergibt sich dann aus dem Quotienten Höchstkraft  $F_{H,max}$  durch Scherfläche  $A_H$ , Abbildung 5.17.

Die *Rauheitsmessung* sowohl der Oberflächen der Negativformen nach dem Ablösen der Spritzschicht als auch der Wirkflächen erfolgt mittels taktilem Rauheitsmessgerät Perthometer S2 der Fa. MAHR.

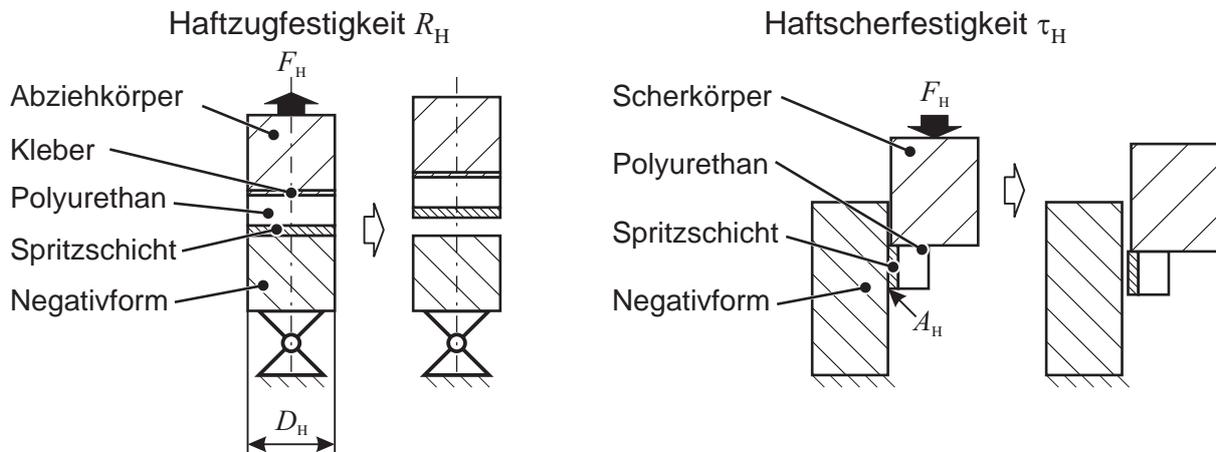


Abbildung 5.17: Verfahren zur Ermittlung der Haftzugfestigkeit  $R_H$  und der Haftscherfestigkeit  $\tau_H$

Die *Schichtdicke*  $h_S$  wird aus den mikroskopischen Aufnahmen der *Schliffbilder* des Verbundes Spritzschicht und hintergossenem Polymer bestimmt. Die mikroskopischen Aufnahmen erfolgen mit einem Auflichtmikroskop Axiolmager M1m der Fa. ZEISS. Hiermit erfolgt ebenfalls die Auswertung der Schichtdicke. Anhand von Schliffbildern wird mittels Grauwertanalyse die Porosität  $\Phi_S$  der Spritzschichten bestimmt.

Für die Bestimmung des *E-Moduls* der Spritzschicht  $E_S$  wird eine Vierpunktbiegemethode nach BEGHINI, BERTINI und FRENO [191, 192] verwendet, Abbildung 5.18. Diese bietet den Vorteil gegenüber anderen Verfahren, dass die Spritzschicht im Verbund mit dem polymeren Hinterbau getestet wird. Dies erleichtert die Handhabung der ansonsten sehr dünnen Spritzschicht, vermeidet eine aufwendige Präparation der Spritzschicht und reduziert Messfehler. Die Bestimmung des *E-Moduls* erfolgt anhand der Gleichung 5.21:

$$E_S = \frac{1}{h_S^3} \cdot \left[ \frac{\Gamma_S \cdot (8\Delta l_A^3 + 12\Delta l_A^2 \Delta l_F + 3\Delta l_A \Delta l_F^2)}{8 \cdot b_S} - E_B h_B^3 + \frac{3}{4} \cdot \frac{(E_B h_B^2 - E_S h_S^2)^2}{E_S h_S + E_B h_B} \right] \quad | \text{ nach [191]} \quad (5.21)$$

Hierbei ist  $\Gamma_S$  die Steigung zwischen der Kraft  $F$  und der Verschiebung  $z$  ( $\Gamma_S = \frac{F}{z}$ ) der Finnen,  $\Delta l_F$  deren Abstand (40 mm) und  $\Delta l_A$  der Abstand zwischen den Auflagern (60 mm). Die Größen  $E_B$  und  $h_B$  beschreiben den *E-Modul* bzw. die Höhe des polymeren Hinterbaus, sprich der Basis des hybriden Tiefziehwerkzeugs. Die verwendete Probengeometrie, die spanend aus dem Probekörper hergestellt wurde, hat die Abmessungen 80 mm  $\times$  5 mm  $\times$  4 mm. Die Radien aller Auflager und Finnen beträgt 5 mm. Für die Kraftaufbringung wird eine Universalprüfmaschine verwendet. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt 0,1 mm/s. Die Durchbiegung der Probe wird mittels induktivem Wegtaster WA/50 der Fa. HBM gemessen.

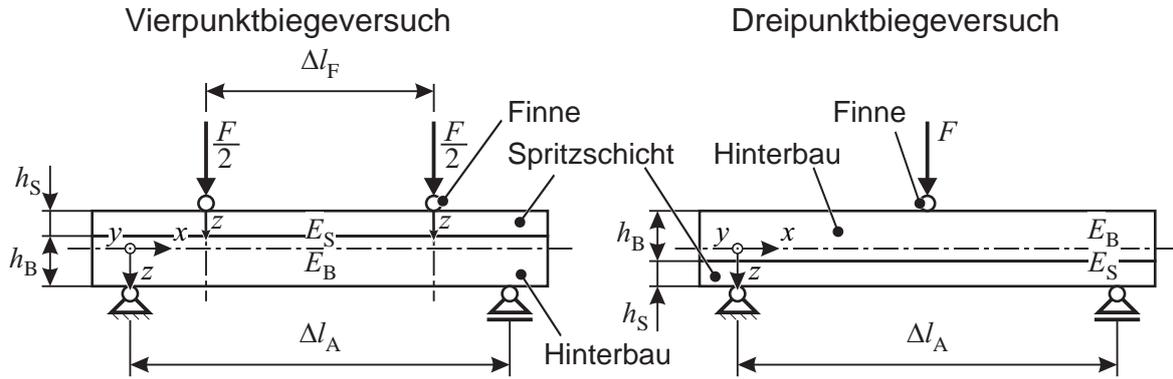


Abbildung 5.18: Aufbau Vier- und Dreipunktbiegeversuch zur Ermittlung des  $E$ -Moduls  $E_S$  bzw. Festigkeit  $\sigma_{m,S}$  und Bruchdehnung  $A_{\epsilon,S}$  der Spritzschicht

Da die Zerstörung der Spritzschicht bei der Ermittlung des  $E$ -Moduls der Spritzschicht  $E_S$  nach der oben genannten Methode im Bereich der Druckfinnen stattfindet, eignet sich diese Methode nicht zur Bestimmung der Festigkeit  $\sigma_{m,S}$  und Bruchdehnung  $A_{\epsilon,S}$  der Spritzschicht. Daher wird für die Bestimmung ein Dreipunktbiegeversuch in Anlehnung an DIN EN ISO 178 ([193]) durchgeführt, Abbildung 5.18, wobei die Anwendung für Verbundwerkstoffe – hier Spritzschicht und polymerer Hinterbau – erweitert wird:

$$\sigma_{m,S} = \frac{E_S}{E_B} \cdot \frac{1}{4} \cdot \frac{F \cdot \Delta l_A}{\tilde{I}} \cdot \left( \frac{h_B + h_S}{2} + e \right) \quad (5.22)$$

$$A_{\epsilon,S} = \frac{1}{4} \cdot \frac{F \Delta l_A}{E_B \tilde{I}} \cdot \left( \frac{h_S + h_B}{2} + e \right) \quad (5.23)$$

Hierbei ist  $\tilde{I}$  das ideale Flächenträgheitsmoment des Verbundes und  $e$  die Exzentrizität. Die Herleitung der beiden Gleichungen 5.22 und 5.23 ist im Anhang A.2.2 gegeben. Für die Versuche wird erneut eine Universalprüfmaschine verwendet, wobei die Prüfgeschwindigkeit  $0,1 \text{ mm/s}$  ist. Die Radien aller Auflager und Finnen sind  $5 \text{ mm}$ . Der Abstand der Lager ist  $\Delta l_A = 30 \text{ mm}$ . Die Verschiebung der Finne wird mittels induktivem Wegtaster WA/50 der Fa. HBM gemessen, Abbildung 5.18.

Da aufgrund des gegenüber der Spritzschicht weicheren Polymers eine konventionelle Bestimmung der Härte der Spritzschicht nicht möglich ist, wird eine Vickers-Mikrohärteprüfung nach DIN EN ISO 6507 durchgeführt, [194].

Zur Bestimmung der Eigenspannungen  $\sigma_{Eig,S}$  in der Spritzschicht wird die Bohrlochmethode nach der Norm ASTM E837 angewendet, [195]. Bei der Bohrlochmethode wird ein Loch mit definiertem Durchmesser in den Prüfkörper – hier Verbund aus Spritzschicht und hintergossenem Polymer – gebohrt, Abbildung 5.19. Dies bewirkt eine partielle Bauteilentspannung, wobei die hervorgerufenen Dehnungen mittels DMS-Rosette detektiert werden. Anschließend wird anhand von Kalibrierkurven

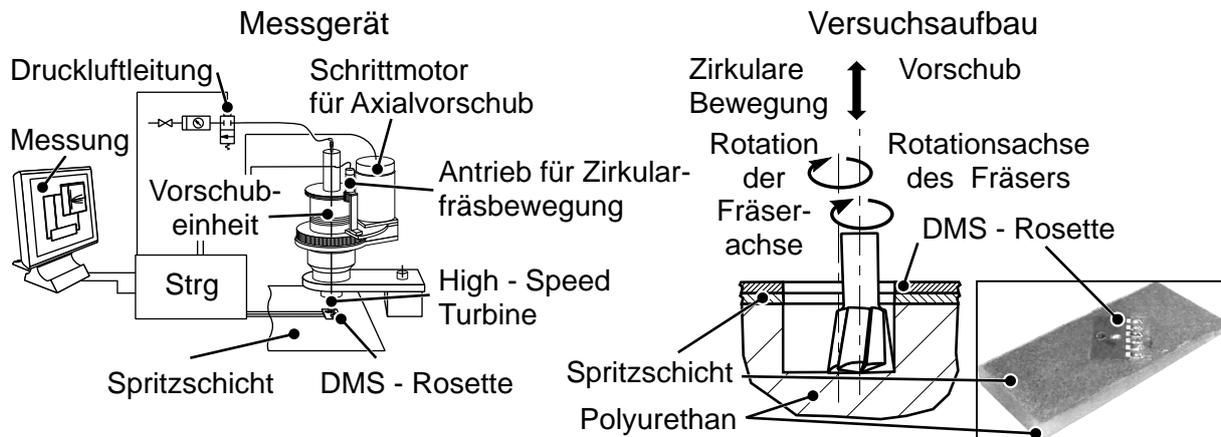


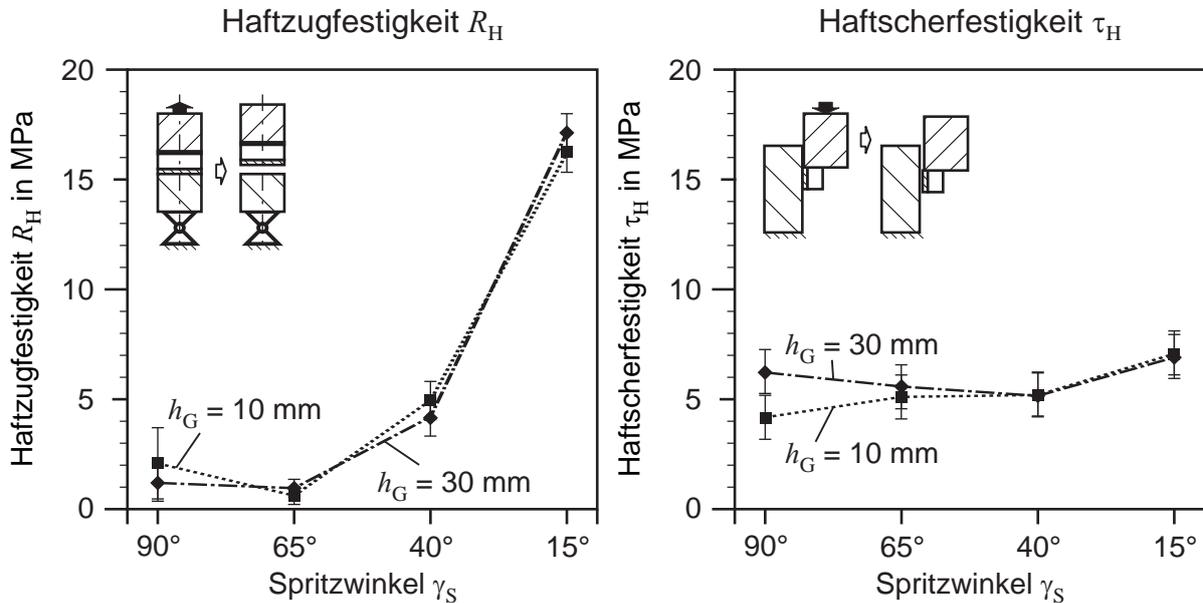
Abbildung 5.19: Verfahren zur Ermittlung der Eigenspannungen  $\sigma_{Eig,S}$  in der Spritzschicht

und Berechnungsalgorithmen auf die Eigenspannungen in der Spritzschicht geschlossen. Als Bohrlochgerät wird das System RS-200 Milling Guide System der Fa. VISHAY MEASUREMENTS GROUP GMBH verwendet, mit der Möglichkeit zum zirkularen Fräsen. Letzteres zeichnet sich dadurch aus, dass gegenüber konventionellem Bohren die Schnittgeschwindigkeit in allen Bereichen größer null ist und dadurch auch harte Werkstoffe ohne Induzierung weiterer Eigenspannungen untersucht werden können. Der Bohrlochdurchmesser beträgt 1,8 mm, wobei Diamantbohrer ISO:806.314.010524.016 mit einem Durchmesser von 1,6 mm und umgekehrtem Kegel der Fa. GEBR. BRASELER GMBH & Co. KG eingesetzt werden. Die DMS-Rosetten CEA-05-062 UM-120 stammen von der Fa. VISHAY MEASUREMENTS GROUP GMBH. Die Auswertung der Spannungen erfolgt mittels des Berechnungsprogramms der MATERIALPRÜFUNGSANSTALT DER UNIVERSITÄT STUTTGART MPA. Bei der Berechnung wird von einem isotropen, homogenen Werkstoff ausgegangen, sodass der Schichtverbund, bestehend aus den  $E$ -Modulen des Hinterbaus  $E_B$  und der Spritzschicht  $E_S$ , nicht vollständig abgebildet werden kann. Für die Berechnung wird der größere  $E$ -Modul verwendet, da der  $E$ -Modul linear in die Berechnung der Spannungen aus den gemessenen Dehnungen eingeht. Die Wahl des größeren  $E$ -Moduls stellt somit eine obere Schranke der betragsmäßig größten Eigenspannungen in der Spritzschicht dar.

#### 5.3.4 Ergebnisse

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse dargestellt, welche mittels der Messmethoden aus dem vorherigen Kapitel ermittelt wurden. Eine Analyse der Ergebnisse wird im nächsten Kapitel durchgeführt.

Die Haftzugfestigkeit  $R_H$  und die Haftscherfestigkeit  $\tau_H$  zwischen der Spritzschicht und der Negativform ist in Abbildung 5.20 gezeigt. Die Dicke der Negativform  $h_G$  hat hier nahezu keinen Einfluss

Abbildung 5.20: Ermittelte Haftzugfestigkeit  $R_H$  und Haftscherfestigkeit  $\tau_H$ 

auf die Höhe der Haftzug- bzw. Haftscherfestigkeit. Bis zu einem Spritzwinkel  $\gamma_S$  von  $40^\circ$  ist eine niedrige Haftzugfestigkeit von  $R_H < 5$  MPa zu verzeichnen. Bei einem kleineren Spritzwinkel von  $\gamma_S = 15^\circ$  erhöht sich die Haftzugfestigkeit auf nahezu den vierfachen Wert. Auf die Haftscherfestigkeit hat der Spritzwinkel de facto keinen Einfluss. Hier liegt die Haftscherfestigkeit weitestgehend im Bereich um  $\tau_H = 5$  MPa.

In Abbildung 5.21 sind die mittlere Rauheit  $R_a$  und die gemittelte Rautiefe  $R_z$  der Negativform vor und nach dem Spritzprozess in Abhängigkeit des Spritzwinkels und der Dicke der Negativform dargestellt. Vor dem Spritzprozess haben die Rauheiten der Negativformen die Werte  $R_a = 0,23 \mu\text{m}$  bzw.  $R_z = 1,80 \mu\text{m}$ . Durch den Spritzprozess erhöhen sich diese um ein Mehrfaches und liegen oberhalb von  $R_a > 1 \mu\text{m}$  bzw.  $R_z > 10 \mu\text{m}$ . Dieser Effekt ist auch optisch direkt erkennbar. Die vorher glänzenden Oberflächen der Negativformen sind nach dem Spritzprozess matt und weisen teilweise Reste von Spritzpartikeln auf. Generell sind die Rauheitswerte der dickeren Negativformen ( $h_S = 30$  mm) höher als die der dünneren Negativformen. Bis zu einem Spritzwinkel von  $\gamma_S = 40^\circ$  ist kein eindeutiger Zusammenhang zwischen Spritzwinkel und Rauheit erkennbar. Unterhalb eines Spritzwinkels von  $\gamma_S = 40^\circ$  erreichen die Rauheitswerte allerdings ihre Höchstwerte.

Eine fotografische Darstellung der Verbunde aus Spritzschicht und polymerem Hinterbau ist in Abbildung 5.22 gegeben. Optisch sind zwischen den einzelnen Konfigurationen außer bei einem Spritzwinkel von  $\gamma_S = 15^\circ$  keine Unterschiede festzustellen. Die Oberfläche bei den Konfigurationen

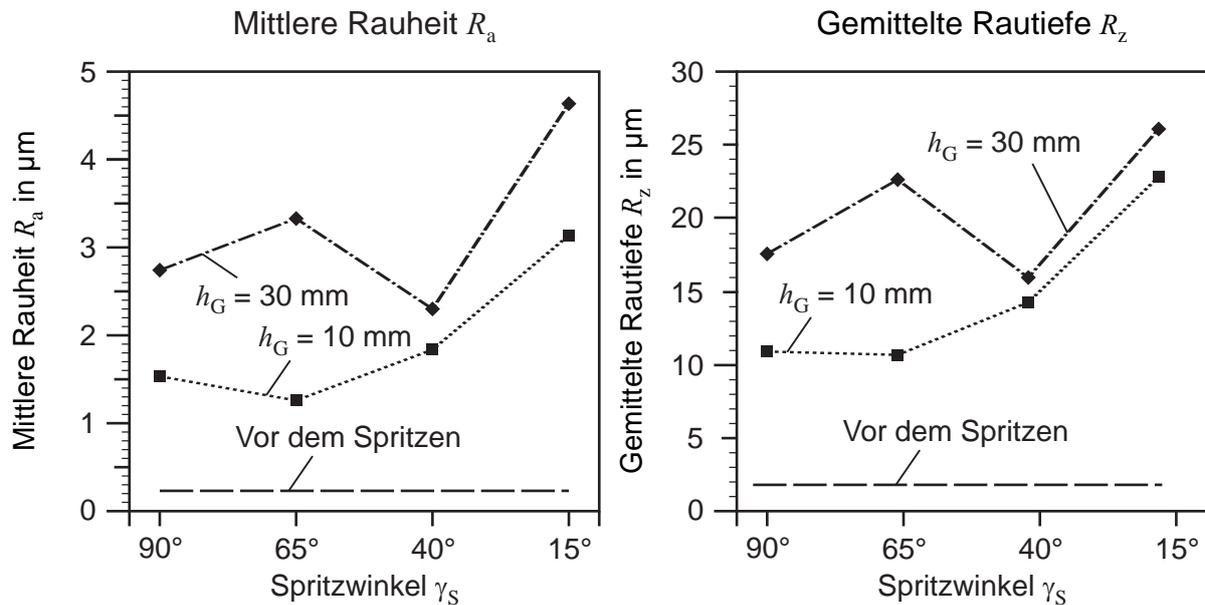


Abbildung 5.21: Gemessene mittlere Rauheit  $R_a$  und gemittelte Rautiefe  $R_z$  der Negativform nach dem Spritzprozess

mit einem Spritzwinkel von  $\gamma_S = 15^\circ$  sind nicht vollständig mit der Spritzschicht bedeckt. Partiiell ist der Polymerwerkstoff erkennbar.

In der mikroskopischen Draufsicht mit erweiterter Tiefenschärfe in Abbildung 5.24 zeigen sich zwischen den einzelnen Wirkflächen mit Spritzwinkeln  $90^\circ$ ,  $65^\circ$  und  $40^\circ$  unabhängig von der Dicke der Negativform nur geringe Unterschiede. Beim kleinsten Spritzwinkel von  $\gamma_S = 15^\circ$  ist die Oberfläche signifikant zerklüfteter. Die höhere Rauheit gegenüber den anderen Konfigurationen ist deutlich erkennbar.

In den Schlibfbildern der indirekt gespritzten Wirkflächen ist der charakteristische lamellenartige Aufbau thermisch gespritzter Schichten zu erkennen, Abbildung 5.24. Die Spritzschichten weisen keinen homogenen Aufbau aus, sondern sind mit Poren unterschiedlicher Größe durchzogen. Die Wirkfläche ist im Vergleich zum Bereich der Schnittstelle Spritzschicht und polymerer Hinterbau wesentlich glatter. Bis zu einem Spritzwinkel von  $\gamma_S = 40^\circ$  ist die Spritzschicht durchgehend aufgebaut. Bei einem kleineren Spritzwinkel ( $\gamma_S = 15^\circ$ ) ist die Spritzschicht partiell durch den polymeren Hinterbau durchbrochen, was mit den Beobachtungen aus Abbildung 5.22 übereinstimmt. Die größten Schichtdicken von  $h_S \approx 0,35\text{ mm}$  werden bei einer Dicke der Negativform von  $h_G = 10\text{ mm}$  in Kombination eines Spritzwinkels von  $\gamma_S \geq 15^\circ$  erzielt. Bei einer Dicke der Negativform von  $h_G = 30\text{ mm}$  ist keine Abhängigkeit des Spritzwinkels erkennbar, sofern dieser über  $\gamma_S > 15^\circ$  ist.

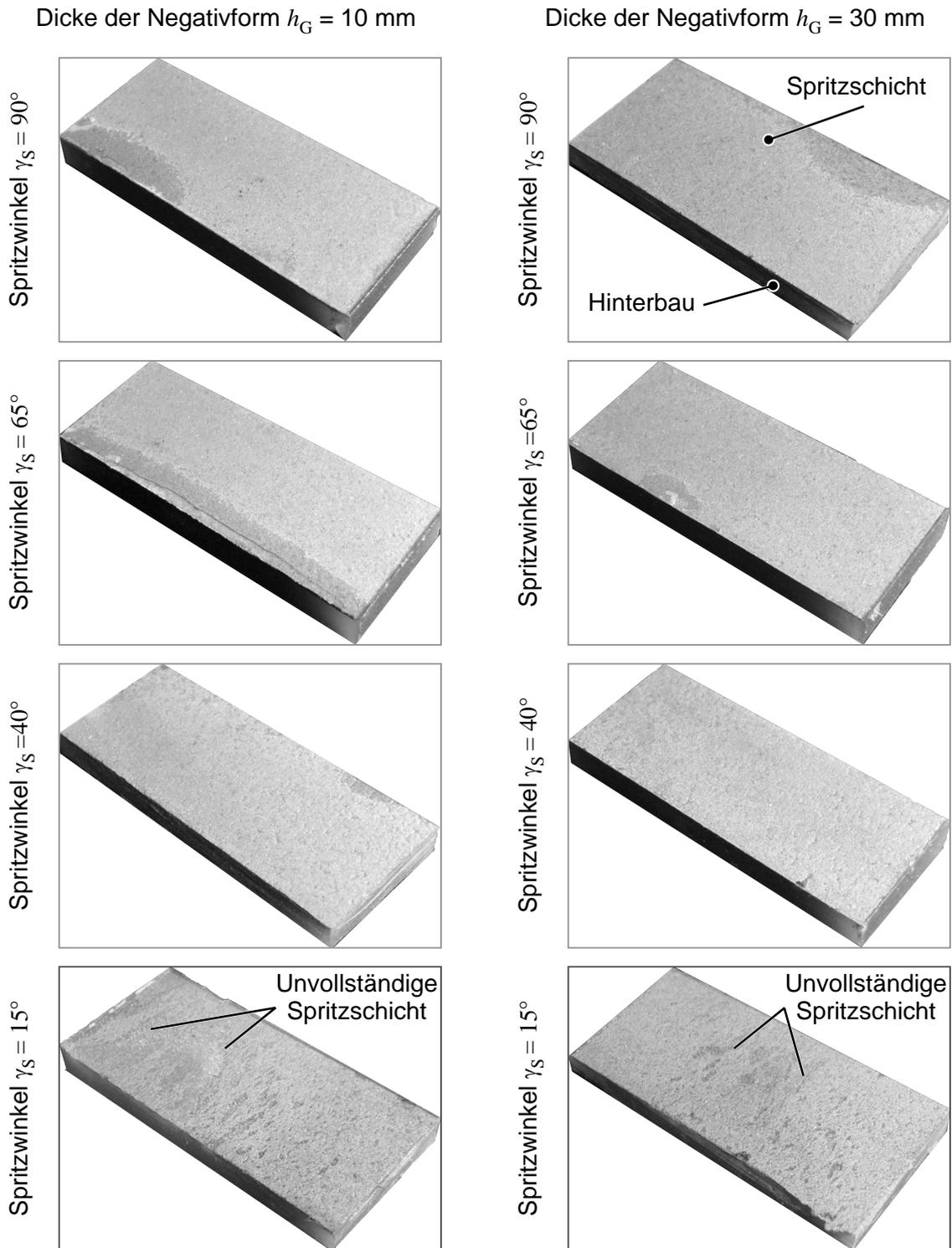


Abbildung 5.22: Fotos der indirekt gespritzten Wirkflächen

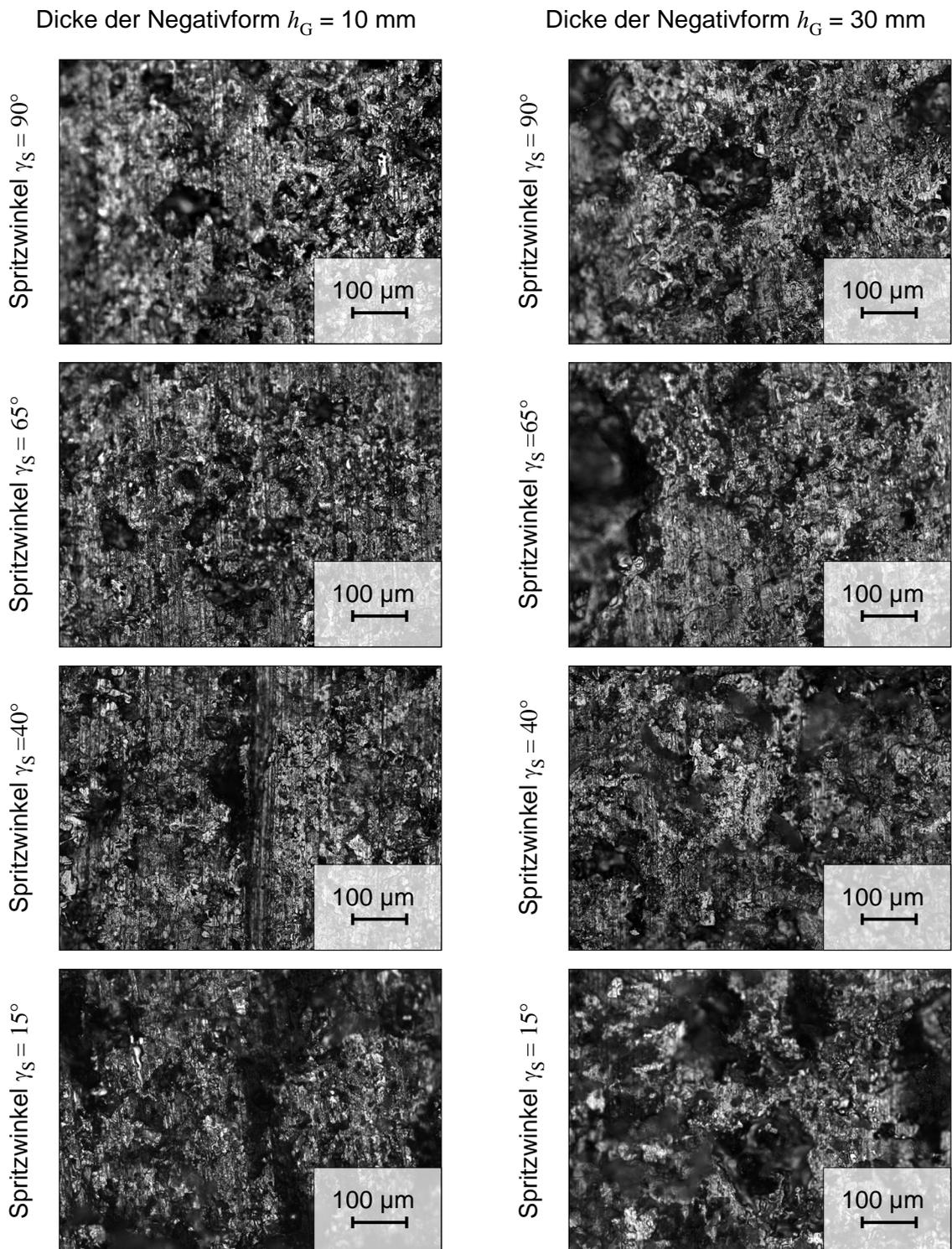


Abbildung 5.23: Mikroskopische Draufsicht der indirekt gespritzten Wirkflächen

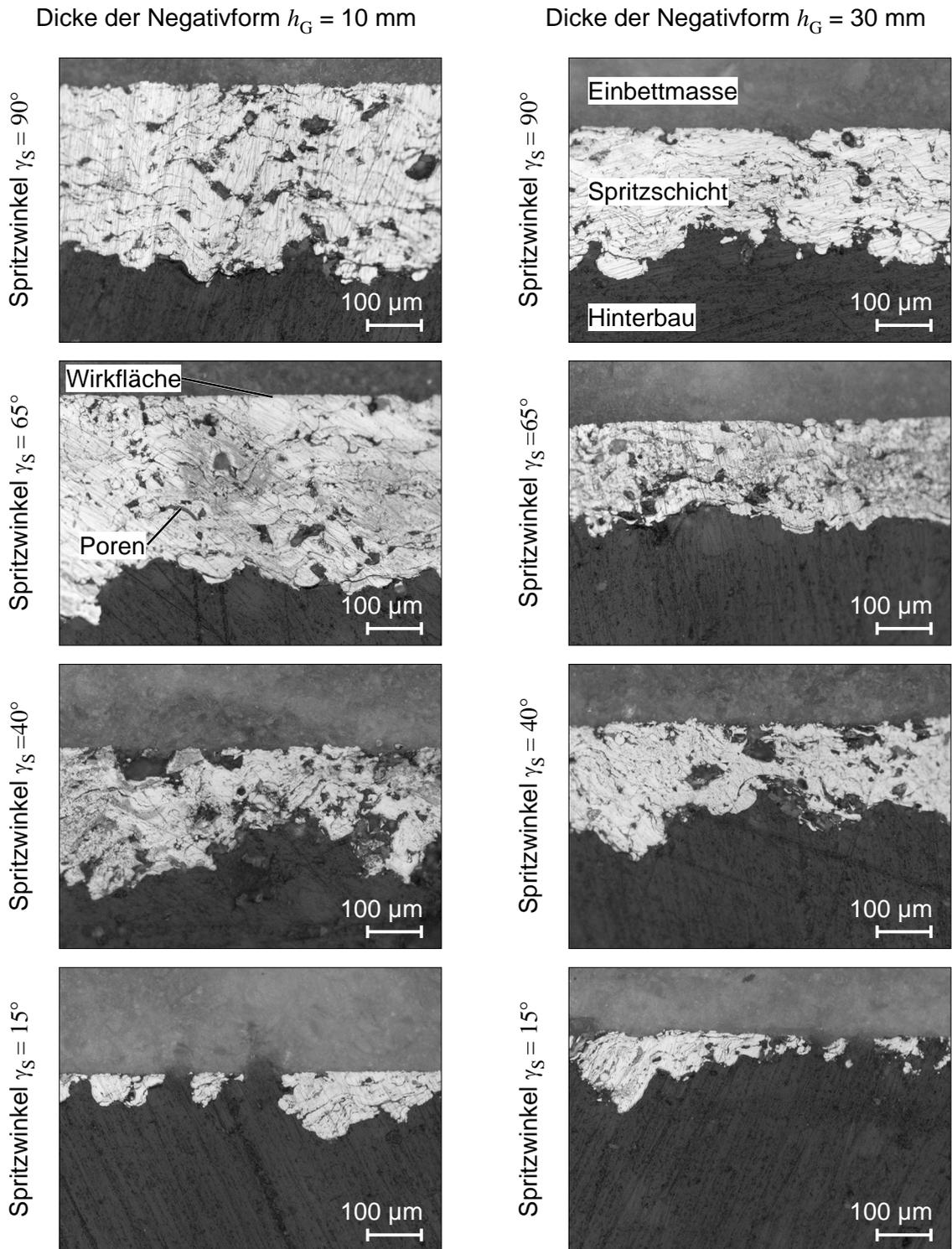


Abbildung 5.24: Schlibfbilder der indirekt gespritzten Wirkflächen

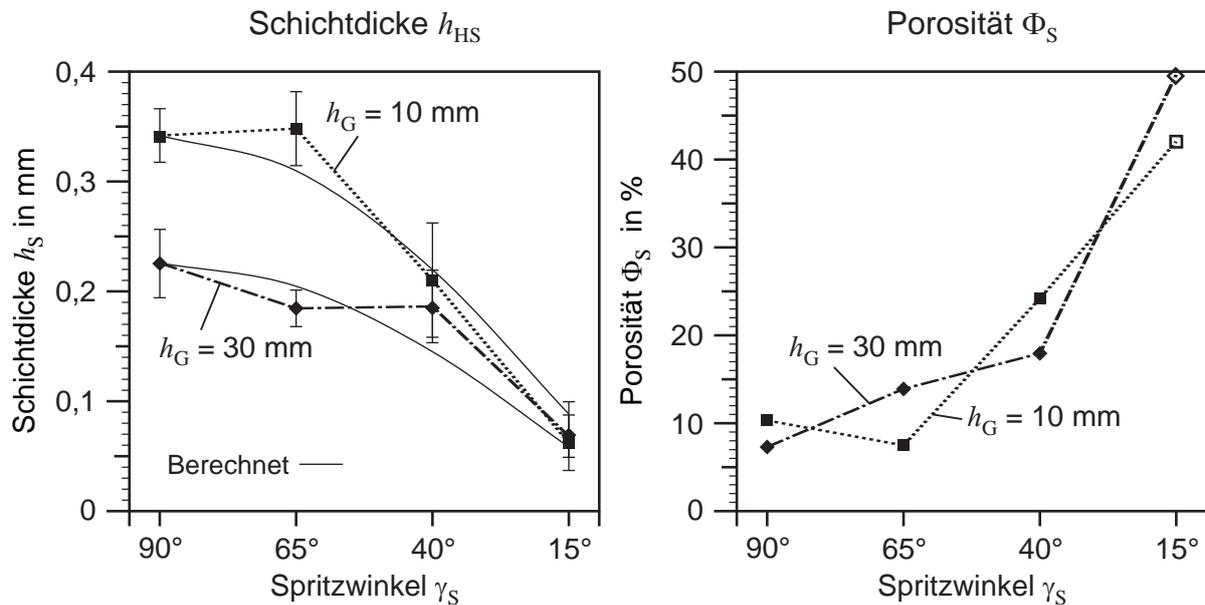


Abbildung 5.25: Schichtdicke  $h_S$  und Porosität  $\Phi_S$  der indirekt gespritzten Wirkflächen. Berechnung mittels Gl. 5.24 auf Basis von  $h_S(\gamma_{S,90^\circ})$

Die qualitativen Erkenntnisse aus den Schlibfbildern (Abbildung 5.24) hinsichtlich der Schichtdicke  $h_S$  und der Porosität der Spritzschicht  $\Phi_S$  sind in Abbildung 5.25 dargestellt.

Niedrigste Schichtdicken werden beim kleinsten Spritzwinkel von  $\gamma_S = 15^\circ$  erzielt. Mit steigendem Spritzwinkel werden die Schichtdicken größer, wobei mit einer niedrigeren Dicke der Negativform größere Schichtdicken erzielt werden. Der absolute Unterschied kann hierbei über 0,1 mm betragen. Die Abhängigkeit vom Spritzwinkel  $\gamma_S$  kann nahezu, wie in Abbildung 5.25 dargestellt, mit einem Sinus beschrieben werden, wobei hier die Werte bei einem Spritzwinkel von  $\gamma_S = 90^\circ$  als Basis verwendet werden:

$$h_S(\gamma_S) = h_S(\gamma_{S,90^\circ}) \cdot \sin \gamma_S \quad (5.24)$$

Die erzielte Porosität der Spritzschicht  $\Phi_S$  ist mit Werten über 7% ein Mehrfaches höher als die Porosität, welche mittels konventioneller, direkter Spritztechnik auf einen Grundkörper aus Stahl erzielt werden kann ( $\Phi_S \approx 2,5\%$ , [196]). Mit kleinerem Spritzwinkel erhöht sich die Porosität und erreicht bei einem Spritzwinkel von  $\gamma_S = 15^\circ$  schließlich mit Porositäten von  $\Phi_S > 40\%$  Höchstwerte. Dadurch, dass die Spritzschicht allerdings nicht vollständig ausgebildet ist, wird bei der Berechnung der Porosität bei einem Spritzwinkel von  $\gamma_S = 15^\circ$  der Polymerwerkstoff mit ausgewertet, sodass das Ergebnis nicht vollständig vergleichbar ist. Dies wird in der Abbildung 5.25 durch die unausgefüllten Markierungen beim Spritzwinkel von  $\gamma_S = 15^\circ$  angedeutet.

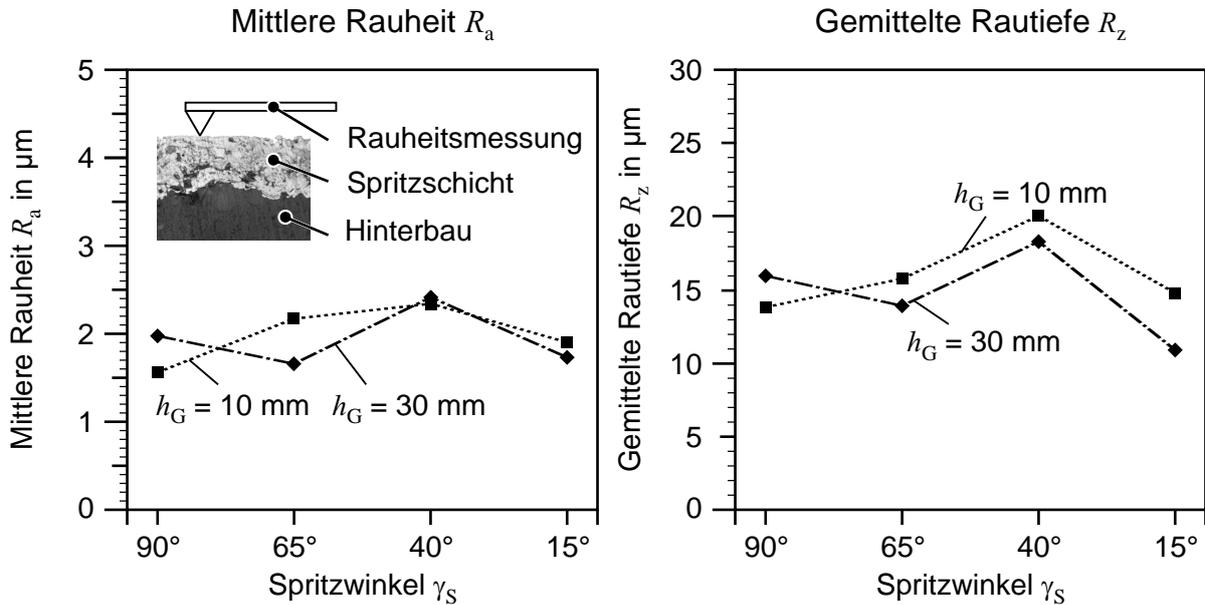


Abbildung 5.26: Ermittelte Rauheit der indirekt gespritzten Wirkflächen

Die Rauheit indirekt gespritzter Wirkflächen ist nahezu unabhängig vom Spritzwinkel, Abbildung 5.26. Die mittlere Rauheit  $R_a$  und die gemittelte Rautiefe  $R_z$  haben Werte um  $R_a \approx 2\ \mu\text{m}$  bzw.  $R_z \approx 15\ \mu\text{m}$  und liegen damit in ähnlichen Wertebereichen wie die Rauheiten der Negativform nach dem Spritzprozess, vgl. Abbildung 5.21. Gefühlt wirken die indirekt gespritzten Wirkflächen allerdings wesentlich glatter als die Oberfläche der Negativformen. Dieser Umstand kommt durch die Überschätzung der Rauheiten aufgrund der Porosität der Spritzschicht zustande.

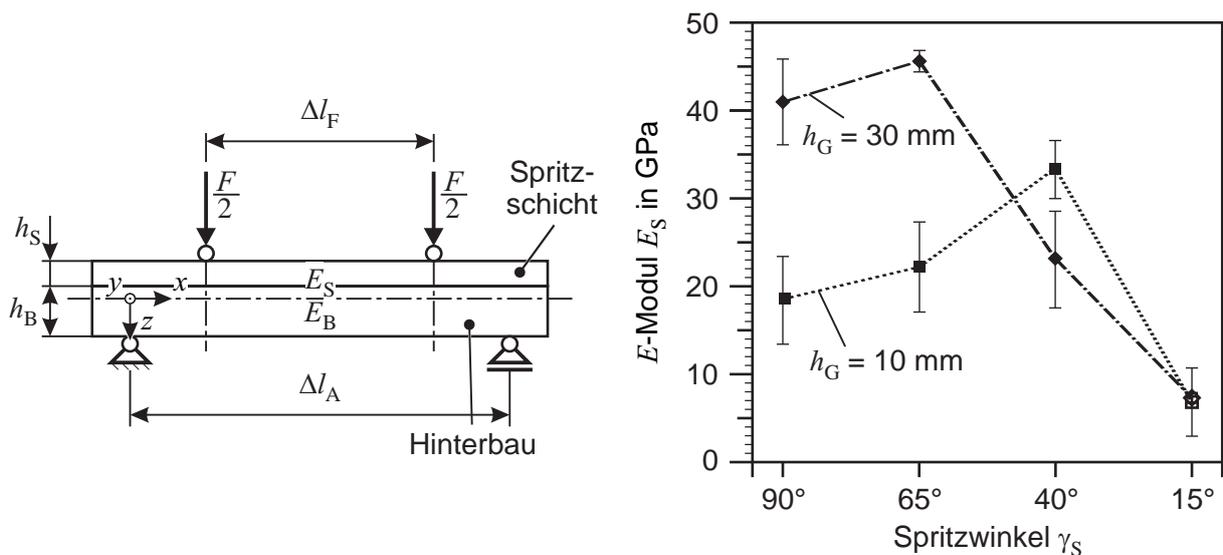


Abbildung 5.27: Ermittelter  $E$ -Modul  $E_S$  der indirekt gespritzten Wirkflächen

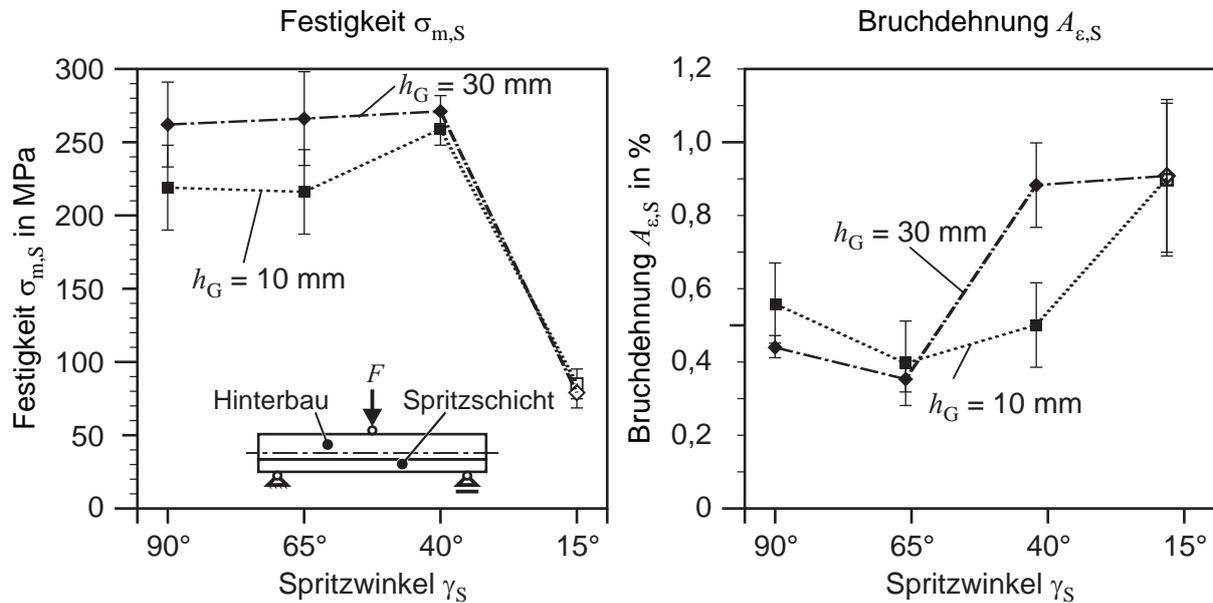


Abbildung 5.28: Ermittelte Festigkeit  $\sigma_{m,S}$  und Bruchdehnung  $A_{\epsilon,S}$  der indirekt gespritzten Wirkflächen

Bis zu einem Spritzwinkel von  $\gamma_S = 15^\circ$  liegen die  $E$ -Module der Spritzschichten  $E_S$  im Bereich von 20 GPa bis 45 GPa, Abbildung 5.27. Höhere Werte werden bei einer größeren Dicke der Negativform von  $h_G = 30$  mm erzielt, sofern der Spritzwinkel  $\gamma_S > 40^\circ$  ist. Ein eindeutiger Zusammenhang zwischen Spritzwinkel und  $E$ -Modul ist allerdings nicht gegeben. Bei einem Spritzwinkel von  $\gamma_S = 15^\circ$  wird ein  $E$ -Modul von rund 8 GPa erreicht. Hierbei gilt es allerdings zu berücksichtigen, dass die Spritzschicht teilweise durch den polymeren Hinterbau durchbrochen ist (vgl. Abbildung 5.24). Dadurch wird nicht der reine  $E$ -Modul  $E_S$  der Spritzschicht bestimmt, sondern ein gemittelter  $E$ -Modul aus Spritzschicht und polymerem Hinterbau. Dies ist entsprechend durch unausgefüllte Markierungen beim Spritzwinkel von  $\gamma_S = 15^\circ$  in der Abbildung 5.27 kenntlich gemacht.

Die Ergebnisse der Festigkeiten der Spritzschicht  $\sigma_{m,S}$  zeigen, dass höhere Festigkeiten beim Einsatz der dickeren Negativformen mit  $h_G = 30$  mm erreicht werden, Abbildung 5.28. Die Werte sind dabei bis zu einem Spritzwinkel von  $\gamma_S = 40^\circ$  nahezu konstant. Bei einem höheren Spritzwinkel von  $\gamma_S = 15^\circ$  sinkt die Festigkeit rapide ab. Bei diesem Spritzwinkel kann allerdings wieder nur eine gemischte Festigkeit aus Spritzschicht und polymerem Hinterbau ermittelt werden.

Ein plastisches Fließen der Spritzschicht kann nicht ermittelt werden, sodass von einem spröden Werkstoffverhalten auszugehen ist. Die Bruchdehnung  $A_{\epsilon,S}$  ist im rechten Teil der Abbildung 5.28 dargestellt. Diese liegt zwischen 0,4% und 0,9%. Die Markierungen im Falle eines Spritzwinkels von

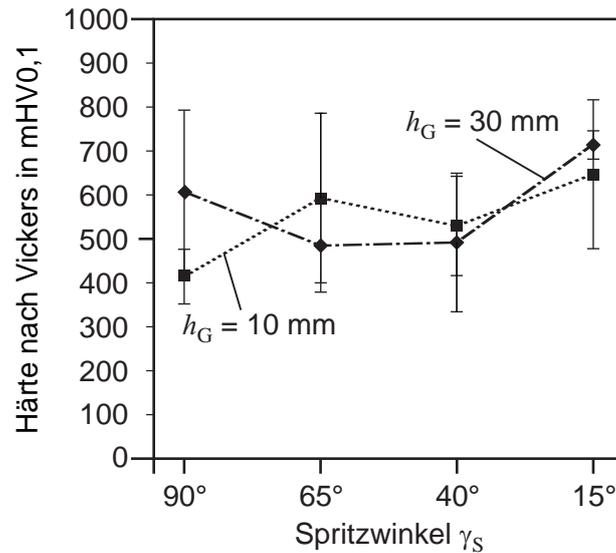


Abbildung 5.29: Ermittelte Mikrohärtete nach Vickers der indirekt gespritzten Wirkflächen

$\gamma_S = 15^\circ$  sind aufgrund der unterbrochenen Spritzschicht durch den polymeren Hinterbau wieder unausgefüllt dargestellt.

Die Mikrohärtete nach Vickers der indirekt gespritzten Wirkflächen zeigt nahezu keine Abhängigkeit vom Spritzwinkel, Abbildung 5.29. Es werden Härtewerte zwischen 400 mHV0,1 und 800 mHV0,1 erzielt. Damit sind die Härten zwar teilweise unter denen der Herstellerangaben für diesen Werkstoff [181], jedoch immer noch deutlich höher als diejenigen des reinen polymeren Hinterbaus.

Die Eigenspannungen in der Spritzschicht  $\sigma_{Eig,S}$  in Richtungen der ersten und zweiten Hauptspannungen  $\sigma_{Eig,S,1}$  bzw.  $\sigma_{Eig,S,2}$  sind in Abbildung 5.30 dargestellt. Da über die Dicke der Spritzschicht nahezu dieselben Eigenspannungen ermittelt werden, wird auf eine tiefenabhängige Eigenspannungsdarstellung verzichtet und es werden nur die gemittelten Eigenspannungen dargestellt ( $\sigma_{Eig,S,a} \approx \sigma_{Eig,S,i}$ , s.a. Kapitel 5.2.2). Für die Berechnung wird jeweils der  $E$ -Modul der Spritzschicht  $E_S$  verwendet, da dieser immer größer als derjenige des polymeren Hinterbaus  $E_B$  ist, s.a. Kapitel 5.3.3. Unabhängig von der Dicke der Negativform  $h_G$  und dem Spritzwinkel  $\gamma_S$  werden Zugeigenspannungen in der Spritzschicht induziert, die nicht größer als  $\sigma_{Eig,S} < 15$  MPa sind. Im Rahmen der Messgenauigkeit der Bohrlochmethode können die Eigenspannungen als nahezu null angesehen werden.

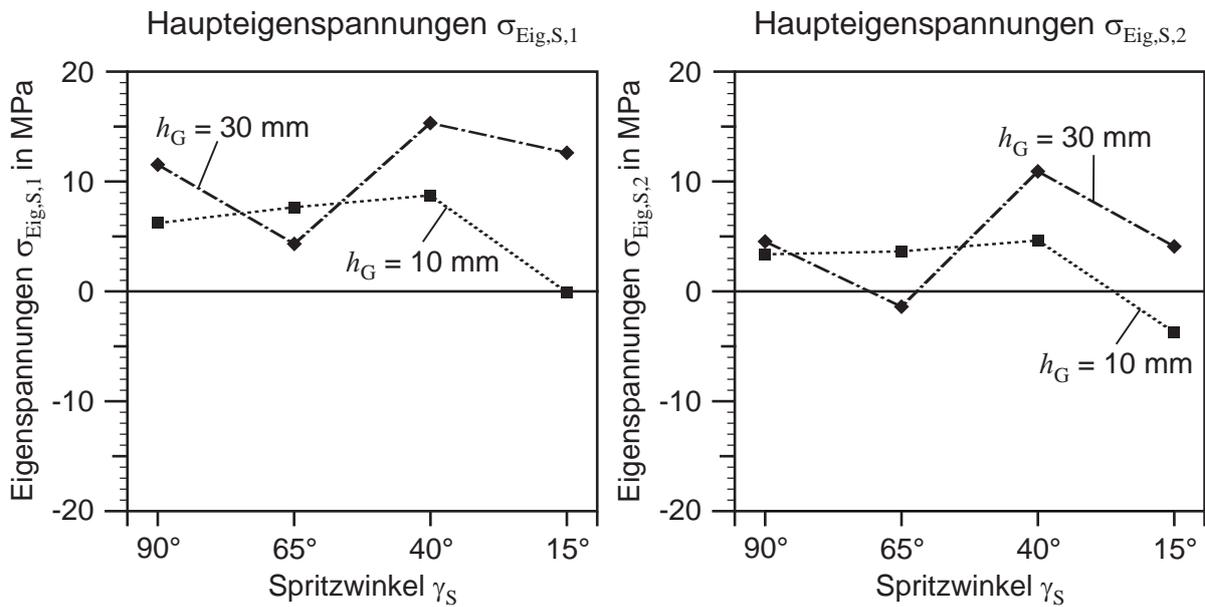


Abbildung 5.30: Eigenstressungen in den indirekt gespritzten Wirkflächen nach dem Entformen

### 5.3.5 Analyse

Diverse untersuchte Eigenschaften der Spritzschichten, wie u.a. die *Schichtdicke*  $h_S$ , die *Porosität*  $\Phi_S$  und die *Haftzugfestigkeit*  $R_H$ , zeigen eine – zumindest partielle – Abhängigkeit vom Spritzwinkel. Zurückzuführen ist dies auf drei Faktoren, die direkt vom Spritzwinkel abhängen, Abbildung 5.31:

- Projizierte Oberfläche der Negativform
- Geschwindigkeitsvektor  $\vec{v}_p$  der Spritzpartikel
- Schattenwirkung bereits haftender Spritzpartikel

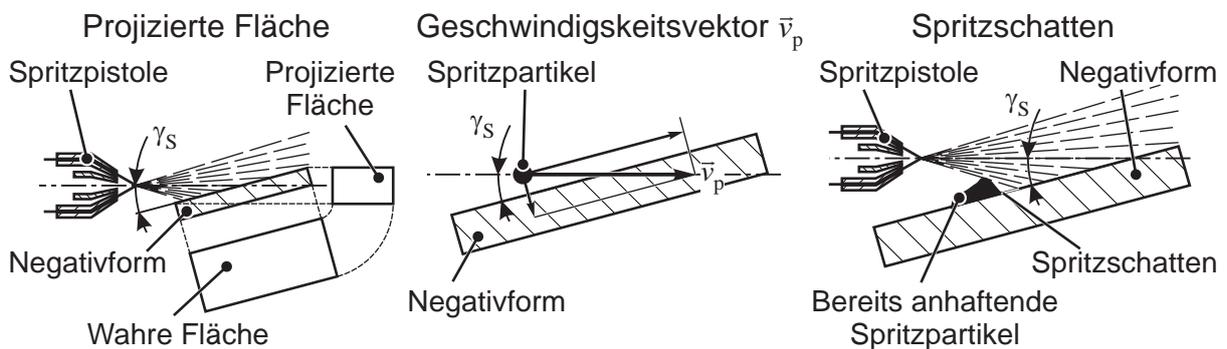


Abbildung 5.31: Auswirkungen des Spritzwinkels  $\gamma_S$  auf den Spritzprozess

Aufgrund geometrischer Bedingungen ergibt sich die projizierte Fläche durch Multiplikation der Größe der wahren Oberfläche der Negativform mit dem Term  $\sin \gamma_S$ . Bei einem Spritzwinkel  $\gamma_S = 90^\circ$

entspricht somit die projizierte Fläche der wahren Oberfläche. Mit kleiner werdendem Spritzwinkel verringert sich die projizierte Fläche. Damit sinkt auch die Anzahl der Spritzpartikel pro Flächeneinheit, die auf die Oberfläche der Negativform treffen. Dies wirkt sich im gleichen Maße direkt auf die Schichtdicke (vgl. Abbildung 5.25) und die Temperatur der Negativform (vgl. Abbildung 5.16) aus.

Insbesondere bei kleinen Spritzwinkeln von  $\gamma_S = 15^\circ$  treten neben den Auswirkungen der projizierten Fläche ungünstige Haftbedingungen der Spritzpartikel aufgrund des Auftreffwinkels auf. Bei flachen Auftreffwinkeln der Spritzpartikel ist das Verhältnis zwischen der Komponente des Geschwindigkeitsvektors der Spritzpartikel  $\vec{v}_p$  parallel zur Oberfläche der Negativform wesentlich größer als die Komponente normal zur Oberfläche. Die Komponente des Geschwindigkeitsvektors  $\vec{v}_p$  parallel zur Oberfläche verringert allerdings die Wahrscheinlichkeit einer Anhaftung der Spritzpartikel. Hierbei ist das Verhältnis der beiden Komponenten aufgrund der Geometrie wieder direkt vom  $\sin \gamma_S$  abhängig.

Ein weiterer Effekt, der insbesondere bei kleinen Spritzwinkeln auftritt, ist die Wirkung von Spritzschatten aufgrund bereits haftender Spritzpartikel. Hiermit ist gemeint, dass bereits haftende Spritzpartikel aufgrund ihrer endlichen Höhe ein weiteres Beschichten der Negativform auf der vom Spritzstrahl abgewandten Seite der bereits haftenden Spritzpartikel erschweren oder im ungünstigsten Fall verhindern können. Dieser Effekt ist neben dem Spritzwinkel  $\gamma_S$  vom Öffnungswinkel des Spritzkegels, der Spritzpartikelhöhe und der Richtung des Fahrwegs der Spritzpistole abhängig.

Die beiden letztgenannten Effekte sind die Ursachen für die nicht vollständig geschlossene Spritzschicht im Falle eines Spritzwinkels von  $\gamma_S = 15^\circ$ , wie es in den Abbildungen 5.22 und 5.24 erkennbar ist.

Die nicht vollständig geschlossene Spritzschicht wiederum ist der Grund für die wesentlich höheren Werte der Haftzugfestigkeit  $R_H$ . Hierdurch haftet der polymere Hinterbau partiell direkt an der Negativform, welcher eine Klebewirkung in der Höhe der Zugfestigkeit des Polymers aufweist. Generell liegen die gemessenen niedrigen Werte der Haftzugfestigkeit  $R_H$  bei größeren Spritzwinkeln und die niedrigen Werte der Haftscherfestigkeit  $\tau_H$  in Abbildung 5.20 innerhalb des analytisch ermittelten Prozessfensters zur Herstellung indirekt gespritzter Wirkflächen (Abbildung 5.5, vgl. Kapitel 5.2.1) und validieren somit die getroffenen Annahmen.

Unterschiede in den Eigenschaften aufgrund verschiedener Dicken der Negativformen z.B. hinsichtlich der Schichtdicke  $h_S$  können zumindest teilweise auf die Temperaturentwicklung in der Negativform während des Spritzprozesses zurückgeführt werden, vgl. Abbildung 5.16. So sind insbesondere bei einer Dicke der Negativform von  $h_G = 10$  mm und einem Spritzwinkel von  $\gamma_S \geq 65^\circ$  die Temperaturen in der Negativform deutlich höher als bei den anderen Konfigurationen.

Die Erhöhung der Rauheit der Negativformen nach dem Beschichten lässt sich auf die Haftmechanismen der Spritzschicht mit der Negativform wie Adhäsion und lokale Mikroverschweißungen (s.a.

Kapitel 2.3.3) erklären. Deutlich sind nach dem Entformen partielle Rückstände der Spritzpartikel auf der Negativform erkennbar, die aus Kohäsionsbrüchen der Mikroverschweißungen herrühren. An diesen Stellen ist die Kohäsion innerhalb der Spritzschicht größer als die Adhäsion der Spritzschicht mit der Negativform. Des Weiteren führen die harten Anteile der Spritzpartikel zu einem Strahleffekt der Oberfläche der Negativformen. Beides führt dazu, dass die Oberfläche nach dem Spritzprozess rauher als vor dem Beschichten ist.

Die höhere Porosität der Spritzschicht  $\Phi_S$  gegenüber konventioneller, direkter Spritztechnik auf einen Grundkörper aus Stahl ist in dem geringeren Druck des Primärgases  $p_{S, pri}$  von 0,2 MPa als den üblichen 0,6 MPa sowie dem erhöhten Spritzabstand begründet. Die Spritzwinkelabhängigkeit lässt sich auf die bereits erwähnten Effekte zurückführen.

Die Höhe der Porosität wiederum hat Auswirkungen auf den  $E$ -Modul  $E_S$  der Spritzschicht. Mit steigender Porosität verringert sich der  $E$ -Modul  $E_S$  der Spritzschicht. Hierdurch werden bei diesen indirekt gespritzten Wirkflächen aufgrund der höheren Porosität geringere  $E$ -Module als bei konventionell, direkt gespritzten Spritzschichten desselben Spritzwerkstoffs erreicht.

Ebenso hat die Porosität einen Einfluss auf die Härte der Spritzschicht, sodass die gemessene Härte der Spritzschicht unterhalb derjenigen der Herstellerangaben liegt.

Ein eher sprödes Werkstoffverhalten ist bei thermischen Spritzschichten von Hartstoffen charakteristisch (vgl. z.B. [107]), sodass dies mit den durchgeführten Versuchen zur Festigkeit  $\sigma_{m, S}$  und Bruchdehnung  $A_{e, S}$  gut übereinstimmt.

Die betragsmäßig niedrigen Werte der Eigenspannungen  $\sigma_{Eig, S}$  gegenüber konventionell gespritzten Spritzschichten dieses Spritzwerkstoffs sind ein Resultat der Prozessführung, die überhaupt die Herstellung indirekt gespritzter Wirkflächen ermöglicht. Höhere Eigenspannungen würden, wie in dem aufgestellten Prozessfenster in Abbildung 5.5 gezeigt, zu einem vorzeitigen Ablösen der Spritzschicht von der Negativform bereits während des Spritzprozesses führen.

Teilweise variieren die Eigenschaften der Spritzschichten stark voneinander, ohne dass ein eindeutiger Trend hinsichtlich des Spritzwinkels  $\gamma_S$  oder der Dicke der Negativform  $h_G$  erkennbar wäre. Hier zeigt sich der heterogene Aufbau von thermisch gespritzten Schichten als charakteristische Eigenschaft.

### 5.3.6 Fazit: Eigenschaften indirekt gespritzter Wirkflächen

Die Untersuchungen zu den Eigenschaften indirekt gespritzter Wirkflächen in Abhängigkeit des Spritzwinkels  $\gamma_S$  und der Dicke der Negativform  $h_G$  zeigen, dass insbesondere der Spritzwinkel einen Einfluss auf die Güte der Spritzschicht hat. Spritzwinkel von  $\gamma_S \leq 15^\circ$  sollten nicht verwendet werden, da diese zu unvollständig gespritzten Wirkflächen führen. Spritzwinkel von  $\gamma_S \geq 65^\circ$  sind

empfehlenswert, da so die Schichteigenschaften weniger abhängig vom tatsächlichen Spritzwinkel sind. Allgemein führt eine Verringerung des Spritzwinkels zu kleineren Schichtdicken, wobei dieser Zusammenhang direkt vom Term  $\sin \gamma_S$  abhängt.

Partiell sind Eigenschaften der Spritzschicht wie z.B. Schichtdicke,  $E$ -Modul  $E_S$  und Festigkeit  $\sigma_{m,S}$  von der Dicke der Negativformen  $h_G$  aufgrund der unterschiedlichen Temperaturentwicklung im Spritzprozess abhängig.

Die erforderlichen Kräfte beim Ablösen der Spritzschicht von der Negativform können – Spritzwinkel  $\gamma_S \geq 40^\circ$  vorausgesetzt – mit Werten der Haftzugfestigkeit  $R_H < 5$  MPa und der Haftscherfestigkeit  $\tau_H < 7$  MPa als eher niedrig angesehen werden.

Da sich die Rauheit der Negativformen durch den Spritzprozess erhöht, können die Negativformen nicht unmittelbar für weitere Spritzprozesse eingesetzt werden. Für den erneuten Einsatz ist eine spanende Bearbeitung der Oberfläche erforderlich, wobei der Aufwand nicht hoch ist und je nach gewünschter Formgenauigkeit auch manuell durchgeführt werden kann.

Der  $E$ -Modul der Spritzschicht  $E_S$  liegt je nach Spritzkonfiguration zwischen 18 GPa und 45 GPa. Damit ist eine Anpassung des polymeren Hinterbaus an das Werkstoffverhalten der Spritzschichten möglich. Trotz der höheren Porosität der Spritzschichten gegenüber konventionellen direkt gespritzten Spritzschichten wird eine hohe Härte der indirekt gespritzten Wirkflächen gegenüber dem polymeren Hinterbau erzielt.

## 5.4 Fertigungsgenauigkeit indirekt gespritzter Wirkflächen

In dem vorherigen Kapitel wurde die grundsätzliche Machbarkeit der Herstellung indirekt gespritzter Wirkflächen für Tiefziehwerkzeuge demonstriert und Eigenschaften der Spritzschichten, wie mechanische Kennwerte, untersucht. Im Rahmen dieses Kapitels wird nun die Fertigungsgenauigkeit der Spritzschichten als Wirkflächen für Tiefziehwerkzeuge analysiert.

### 5.4.1 Versuchsaufbau

Für die Untersuchungen wird die Geometrie eines Tiefziehstempels für Demonstratorblechformteile verwendet. Diese eher komplexe Geometrie weist im seitlichen Bereich partiell Freiformflächen auf. Die Hauptabmessungen sind in Abbildung 5.32 gegeben.

Die Negativformen zur Herstellung des Tiefziehstempels sind zur besseren Entformung zweigeteilt und aus Baustahl 1.0038 gefertigt. Die formgebende Geometrie hat eine Oberflächengüte von  $R_a = 0,20 \mu\text{m}$  und  $R_z = 1,00 \mu\text{m}$ ., Abbildung 5.33. Die gewählten Parameter im thermischen Spritzprozess entsprechen denen in Tabelle 5.4, welche sich als geeignet für die Herstellung indirekt ge-

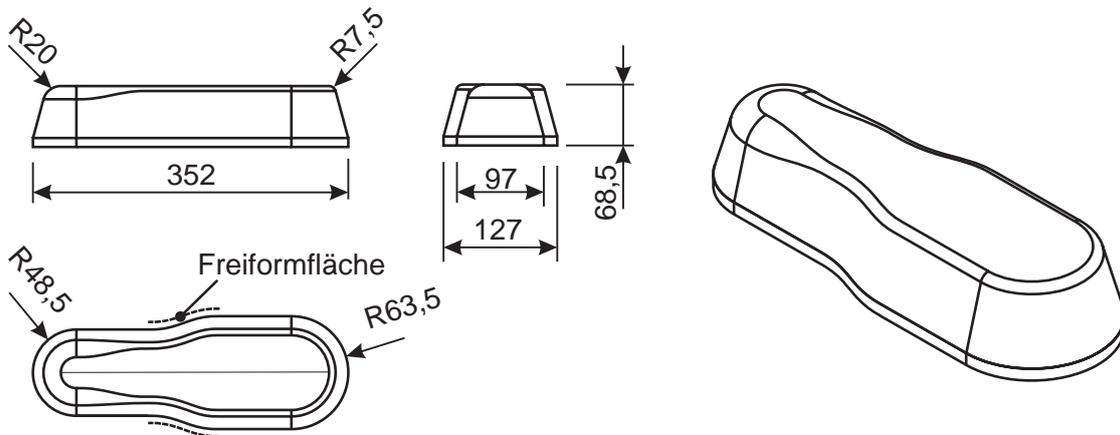


Abbildung 5.32: Abmessungen des Tiefziehstempels zur Analyse der Fertigungsgenauigkeit

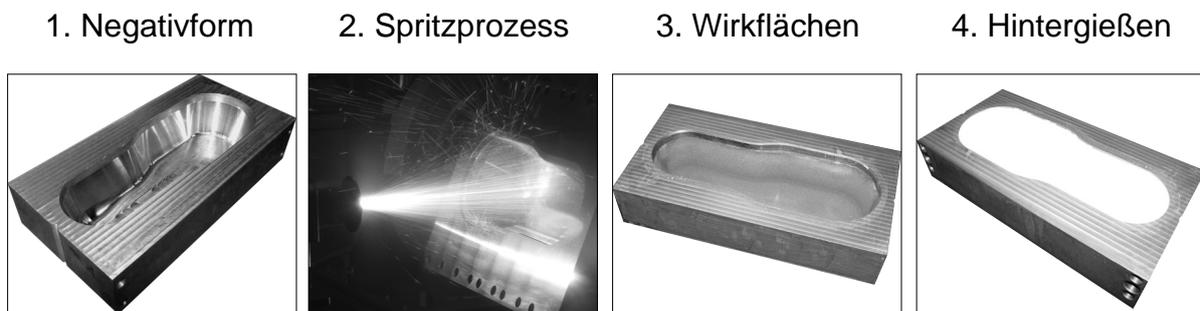


Abbildung 5.33: Prozesskette zur Herstellung des hybriden Tiefziehstempels zur Analyse der Fertigungsgenauigkeit

spritzter Wirkflächen herausstellten. Zur Vermeidung zu kleiner Spritzwinkel, welche zu unvollständig gespritzten Spritzschichten führen können, wird die Spritzpistole im Bereich der Schrägen der Negativform des Tiefziehstempels entsprechend angestellt. Im Anschluss an den Spritzprozess wird die Spritzschicht mit dem Polyurethan GM 725-7 / PUR 13 der Fa. EBALTA hintergossen. Nach dem Aushärten wird der Verbund aus Spritzschicht und Polymer entformt und die Unterseite für die spätere Aufnahme des Stempels im Tiefziehwerkzeug bearbeitet. Der hergestellte Tiefziehstempel nach dem Entformen ist in Abbildung 5.34 dargestellt.

Die Messung der Fertigungsgenauigkeit erfolgt mittels eines optischen 3D-Scanners GOM ATOS I der Fa GOM GESELLSCHAFT FÜR OPTISCHE MESSTECHNIK, Abbildung 5.35. Hierbei wird eine Analyse der Flächenabweichung zwischen den gemessenen IST-Daten und den SOLL-CAD-Daten durchgeführt. Die Messgenauigkeit liegt bei dem erforderlichen Messbereich bei rund 0,03 mm.

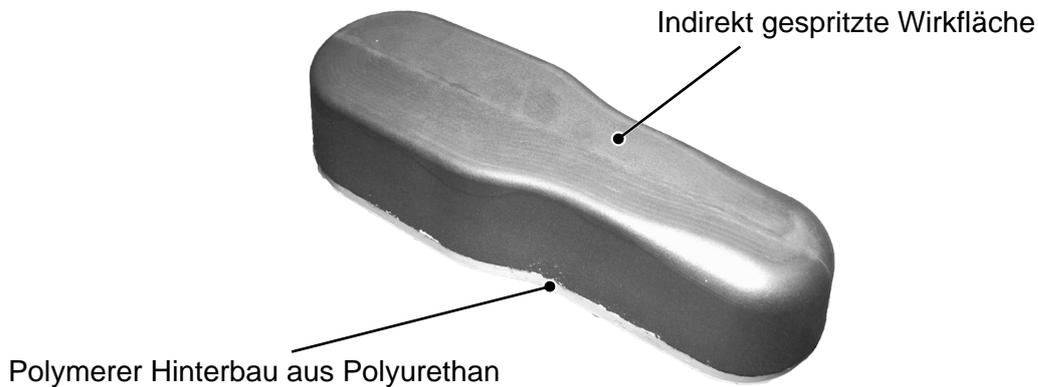


Abbildung 5.34: Hybrider Tiefziehstempel zur Analyse der Fertigungsgenauigkeit



Abbildung 5.35: Aufbau zur Messung der Fertigungsgenauigkeit indirekt gespritzter Wirkflächen

#### 5.4.2 Ermittelte Formabweichung der Referenzgeometrie

Das aufgenommene 3D-Bild des Tiefziehstempels als Abweichung zu den SOLL-CAD-Daten ist in Abbildung 5.36 dargestellt. Die visualisierte Formabweichung in der 3D-Darstellung zeigt, dass die Formabweichung zum größten Teil unterhalb  $\pm 0,05$  mm liegt. Die größten Abweichungen treten im Bereich der freiformflächigen Geometrie auf, wobei dies zumindest auch teilweise an der unzureichenden Beschreibung der Freiformflächen durch das 3D-Dateiformat IGES (Initial Graphics Exchange Specification) liegt.

Die Schnitte an vier verschiedenen Positionen längs und quer des hybriden Tiefziehwerkzeugs verdeutlichen die Ergebnisse. Insbesondere auf der Oberseite des Tiefziehstempels wird eine geringe Formabweichung zu den SOLL-Daten nahe null erzielt. Entlang dem Schnitt B, welcher durch die Bereiche der Freiformfläche führt, werden Formabweichungen bis zu 0,1 mm erreicht.

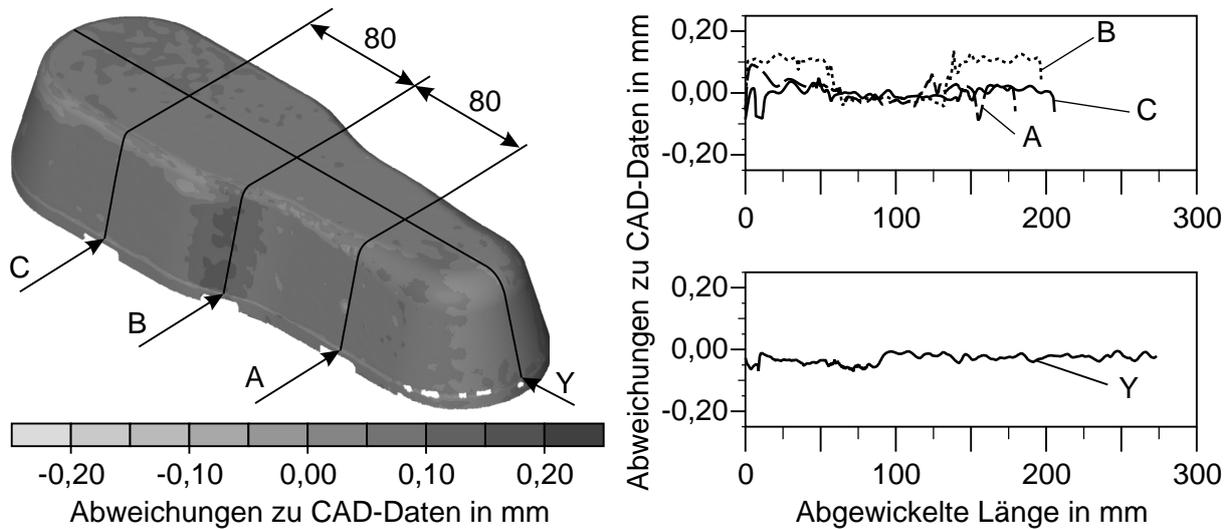


Abbildung 5.36: Formabweichung des hybriden Tiefziehstempels zu SOLL-CAD-Daten

### 5.4.3 Fazit: Fertigungsgenauigkeit indirekt gespritzter Wirkflächen

Insgesamt zeigt sich, dass eine hohe Fertigungsgenauigkeit der indirekt gespritzten Wirkflächen erzielt werden kann, welche im Bereich des Fräsprozesses der Negativformen liegt. Die an einem komplexen Tiefziehstempel ermittelten Formabweichungen liegen weitestgehend unter 0,05 mm, sodass eine ausreichende Genauigkeit der hybriden Werkzeuge für den Tiefziehprozess gewährleistet ist.

## 5.5 Zusammenfassung Kapitel 5

Im Rahmen dieses Kapitels wurden Untersuchungen zur Herstellung indirekt thermisch gespritzter Schichten aus Hartstoffen, welche als Wirkflächen für polymere Tiefziehwerkzeuge eingesetzt werden, durchgeführt. Neben der Herstellung dieser indirekt gespritzten Wirkflächen wurden des Weiteren die Eigenschaften der so hergestellten Spritzschichten und die Fertigungsgenauigkeit des Verfahrens analysiert.

Basierend auf einem analytischen Ansatz konnte ein Prozessfenster zur Herstellung der indirekt gespritzten Wirkflächen entwickelt werden. Hierbei zeigt sich, dass insbesondere die thermisch induzierten Eigenspannungen und die Schichtdicke Einfluss auf die Mindesthaftung während des Spritzprozesses zwischen der Spritzschicht und der Negativform haben. Die Höhe der induzierten Eigenspannungen hängt dabei insbesondere von der Temperatur der Negativform, den Ausdehnungskoeffizienten der Spritzschicht und der Negativform sowie der Schichtdicke ab. Mittels experimenteller Untersuchungen konnten die analytisch ermittelten Zusammenhänge validiert werden sowie zusätzliche Randbedingungen zur Herstellung der indirekt gespritzten Wirkflächen ermittelt werden. So

ist insbesondere eine ungestrahlte Oberfläche der Negativform für den Prozess essenziell. Hierdurch konnten indirekt gespritzte Wirkflächen prozesssicher hergestellt werden.

Anhand der Untersuchungen zur Analyse der Eigenschaften indirekt gespritzter Wirkflächen konnte als weiterer prozessbestimmender Faktor der Spritzwinkel bestimmt werden. So wirken sich insbesondere kleine Spritzwinkel negativ auf die Güte der Spritzschicht aus und sollten daher vermieden werden. Bei größeren Spritzwinkeln sind die Schichteigenschaften signifikant geringer vom tatsächlichen Spritzwinkel abhängig. Die indirekt gespritzten Wirkflächen zeichnen sich durch eine hohe Härte aus, wobei aufgrund der Porosität der Spritzschichten ein elastisches Verhalten vorhanden ist. Hierbei ist die Höhe des  $E$ -Moduls für die Differenzialbauweise des hybriden Tiefziehwerkzeugs – indirekt gespritzte Wirkfläche als Schutz vor abrasivem Verschleiß und polymerer Hinterbau zur Aufnahme der Umformkräfte – geeignet.

Zur Untersuchung der Fertigungsgenauigkeit des Verfahrens wurde ein geometrisch komplexer Tiefziehstempel hergestellt und mittels 3D-Scanners digitalisiert. Der Vergleich zwischen den IST-Daten und den SOLL-CAD-Daten demonstriert, dass eine ausreichende Fertigungsgenauigkeit der indirekt gespritzten Wirkflächen realisiert werden kann.

Insgesamt zeigen die Untersuchungen, dass sich die indirekt gespritzten Spritzschichten potenziell als Wirkflächen für Tiefziehwerkzeuge eignen. Die Analyse dieser Wirkflächen hinsichtlich der Reibung und des Verschleißes sowie des Einsatzverhaltens im Tiefziehprozess wird im Kapitel 6 bzw. in Kapitel 7 untersucht.



## 6 Tribologieuntersuchungen

Die im vorherigen Kapitel 5 hergestellten Spritzschichten, welche als Wirkflächen für das hybride Tiefziehwerkzeug dienen sollen, werden in diesem Kapitel hinsichtlich ihrer tribologischen Eigenschaften untersucht.

Es ist davon auszugehen, dass die Oberfläche des hybriden Tiefziehwerkzeugs nicht überall gleich belastet wird. Daher ist aus wirtschaftlichen Gründen eine vollflächige Beschichtung nur bedingt erforderlich. In niedrig belasteten Bereichen ist auch der Einsatz unbeschichteter Faser-Kunststoff-Verbunde denkbar. Neben indirekt thermisch gespritzten Wirkflächen aus WC-FeCSiMn werden daher auch vergleichende Untersuchungen an unbeschichteten faserverstärkten Wirkflächen sowie Wirkflächen aus reinem Polymer durchgeführt.

Zunächst werden mittels eines Flachstreifenzugversuchs Reibungskoeffizienten unterschiedlicher Reibpaarungen ermittelt. Anschließend werden Untersuchungen zur Abschätzung der Verschleißbeständigkeit der Wirkflächen anhand von Modellversuchen durchgeführt und analysiert.

### 6.1 Bestimmung der Reibungskoeffizienten

Wie im Kapitel 2.1.4 gezeigt, hat die Reibung einen hohen Einfluss auf den Tiefziehprozess. Zur Auslegung von Tiefziehprozessen mit dem hybriden Tiefziehwerkzeug ist daher die Kenntnis der Reibungskoeffizienten  $\mu$  erforderlich.

#### 6.1.1 Versuchseinrichtung

Die Bestimmung der Reibungskoeffizienten erfolgt im Flachstreifenzugversuch, linker Teil in Abbildung 6.1. Hierzu wird zwischen zwei zu untersuchende Reibelemente der zu testende Blechstreifen geklemmt, wobei eine definierte Kraft  $F_N$  in Normalenrichtung appliziert wird. Der Blechstreifen wird unter Beibehaltung der Last mit konstanter Ziehgeschwindigkeit  $v_z$  gezogen und die dafür erforderlich Ziehkraft  $F_Z$  gemessen. Unter der Annahme COULOMB'scher Reibung ergibt sich so der Reibungskoeffizient  $\mu$  zu:

$$\mu = \frac{F_Z}{2 \cdot F_N} \quad (6.1)$$

Im rechten Teil in Abbildung 6.1 sind die Abmessungen der eingesetzten Reibelemente gegeben. Die verwendeten Blechstreifen haben eine Länge von 300 mm bei einer Breite von 40 mm. Da die Breite der Reibelemente 45 mm beträgt, ist gewährleistet, dass das Blech immer in der gesamten Breite in Kontakt mit den Reibelementen ist.

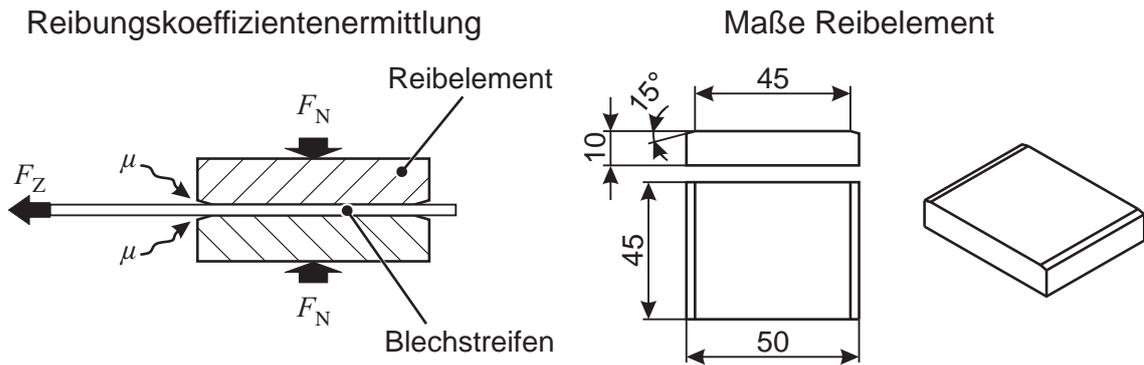


Abbildung 6.1: Prinzip zur Ermittlung der Reibungskoeffizienten und Maße der Reibelemente

Die Flachstreifenzugversuche werden auf einer speziell für diesen Einsatzzweck konzipierten Versuchsanlage am IUL durchgeführt, Abbildung 6.2. Mittels dieser Versuchseinrichtung können stufenlos Ziehgeschwindigkeiten bis zu  $v_z = 150 \text{ mm/s}$  bei einer maximalen Kraft  $F_N$  von 35 kN erzielt werden. Sowohl die applizierte Kraft als auch die Ziehgeschwindigkeit sind geregelt. Die Messung der Kräfte erfolgt mittels Piezokraftmessdosen der Fa. KISTLER. Die Längenmessung wird über induktive Wegaufnehmer der Fa. HBM ermittelt.

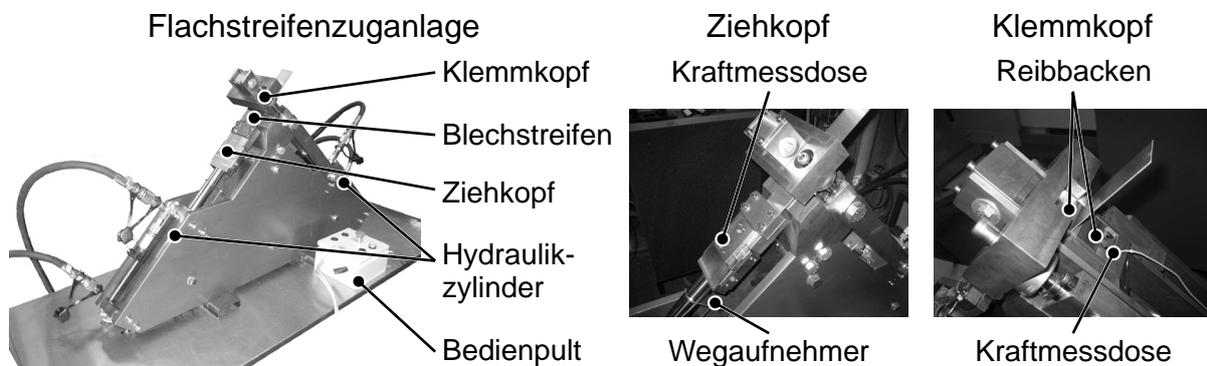


Abbildung 6.2: Flachstreifenzuganlage am IUL

### 6.1.2 Eingesetzte Blechwerkstoffe und untersuchte Reibpaarungen

Für die Bestimmung der Reibungskoeffizienten werden zwei Stahlwerkstoffe – ein weicher Tiefziehstahl DC06 und ein höherfester Stahl HCT600X – eingesetzt. Die mechanischen Kennwerte, die nach DIN EN 10002-1 [176] am IUL ermittelt worden sind, sind in Tabelle 6.1 gegeben.

Tabelle 6.1: Kennwerte des eingesetzten Blechwerkstoffs DC06

Werkstoff	$\rho$	$s_0$	$E$	$R_m$	$R_{p0,2}$	$A_{80}$	$n$	Anisotropie		
	in $\frac{\text{kg}}{\text{dm}^3}$	in mm	in GPa	in MPa	in MPa	in %		$r_0$	$r_{45}$	$r_{90}$
DC06	7,86	1	198	328	172	23	0,21	1,63	1,21	1,86
HCT600X	7,86	1	213	630	377	25	0,22	0,74	0,93	0,97

Die eingesetzten Reibelemente werden in die Kategorien unverstärkte und faserverstärkte Polymere, Hybridwerkzeug und konventionelles Stahlwerkzeug eingeteilt, Abbildung 6.3. Hierbei erfolgt die Bestimmung der Reibungskoeffizienten der unverstärkten Polymere und des konventionellen Stahlwerkzeugs für vergleichende Betrachtungen.

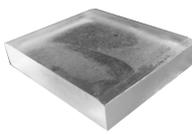
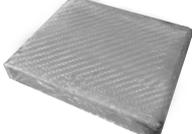
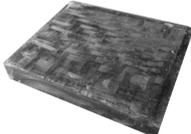
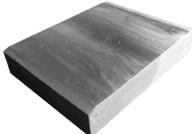
Unverstärktes Polymer		Polymer faserverstärkt		Indirekt beschichtet	Konventionell
Polyurethan	Epoxidharz	Aramidfaser	Kohlefaser	Hybrid	Stahl (1.1740)
					
$R_a$ 1,7 $R_z$ 9,8	$R_a$ 1,6 $R_z$ 7,9	$R_a$ 1,5 $R_z$ 8,1	$R_a$ 1,6 $R_z$ 11,9	$R_a$ 2,0 $R_z$ 13,5	$R_a$ 0,1 $R_z$ 0,9

Abbildung 6.3: Untersuchte Reibelemente und deren Rauheitswerte

Die Werkstoffe bei den unverstärkten Polymeren sind Polyurethan GM 725 / PUR 13 der Fa. EBALTA und der Epoxidharz der Fa. R&G, welcher auch als Matrixkomponente bei den Faser-Kunststoff-Verbunden eingesetzt wird (vgl. Kapitel 4.1.1). Wie in Kapitel 2.2.5 gezeigt, können Füllstoffe in der Wirkfläche von Polymeren sich negativ auf das Verschleißverhalten auswirken. Daher erfolgt keine Bestimmung der Reibungskoeffizienten von gefüllten Polymeren.

Bei den Faser-Kunststoff-Verbunden wird jeweils eine Lage Fasergewebe (Körperbindung) aus Kohlefasern bzw. Aramidfasern der Fa. R&G verwendet. Hierbei werden die aus Kapitel 4.1.2 bekannten Kohlefasern eingesetzt. Die Fasern beim Aramidgewebe stammen vom Hersteller ECC und haben

eine Feinheit von 40,5 tex. Wie in Kapitel 2.6 gezeigt, haben Aramidfasern im Vergleich einen hohen Widerstand gegen Rissausbreitung, sodass diese potenziell eine höhere Verschleißbeständigkeit gegenüber Kohlefasern aufweisen können. Die Herstellung der faserverstärkten Reibelemente erfolgt so, dass so wenig Harz wie möglich im Bereich der Wirkfläche ist. Dadurch sind die Fasern direkt im Kontakt mit der Blechoberfläche.

Die Herstellung der hybriden Werkzeuge erfolgt analog zu Kapitel 5.4 mit den geeigneten Spritzparametern aus Tabelle 5.4. Auf eine Faserverstärkung wird verzichtet. Ohne eine weitere Bearbeitung der Oberflächen werden diese Reibelemente in den Untersuchungen eingesetzt.

Die Reibelemente aus konventionellem Stahl (1.1740) sind geschliffen, sodass hier im Vergleich zu den anderen Wirkflächen die niedrigsten Rauheitswerte erzielt werden.

Tabelle 6.2: Variierte Parameter zur Bestimmung der Reibungskoeffizienten

Parameter	Variationsstufen					
Ziehgeschwindigkeit $v_z$	10 $\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	50 $\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	100 $\frac{\text{mm}}{\text{s}}$			
Flächenpressung $p_{A,nom}$	2 MPa	6 MPa	10 MPa			
Blechwerkstoff	DC06	HCT600X				
Reibelement	Polyurethan	Epoxidharz	Aramidfaser	Kohlefaser	Hybrid	Stahl

Für die Untersuchungen sind neben unterschiedlichen Reibelementen und Blechwerkstoffen die Ziehgeschwindigkeit  $v_z$  und die nominelle Flächenpressung  $p_{A,nom}$  in jeweils drei Stufen variiert worden, Tabelle 6.2. Der betrachtete Parameterraum entspricht dabei üblichen Konditionen im Flanschbereich von Tiefziehwerkzeugen, vgl. [10]. Als Schmierstoff wird Iloform PN 226 der Fa. CASTROL eingesetzt. Dieser Schmierstoff besitzt bei einer Temperatur von 40 °C eine kinetische Viskosität von 61–75 m<sup>2</sup>/s. Die Ziehlänge im Versuch beträgt 100 mm, wobei nur der Bereich zwischen 20–80 mm Ziehlänge zur Gewährleistung konstanter Reibbedingungen für die Bestimmung der Reibkoeffizienten berücksichtigt wird. Es wird ein vollfraktioneller, randomisierter Versuchsplan gewählt, wobei jede Parameterkombination dreimal wiederholt wird.

### 6.1.3 Ergebnisse

Die ermittelten Reibungskoeffizienten aller Parameterkombinationen sind in Abbildung 6.4 dargestellt. Allgemein ist die Streuung einzelner Parameterkombinationen mit absoluten Werten von maximal  $\pm 0,015$  als gering anzusehen. Als genereller Trend zeigt sich, dass sich mit steigender Ziehgeschwindigkeit  $v_z$  der Reibungskoeffizient  $\mu$  verringert.

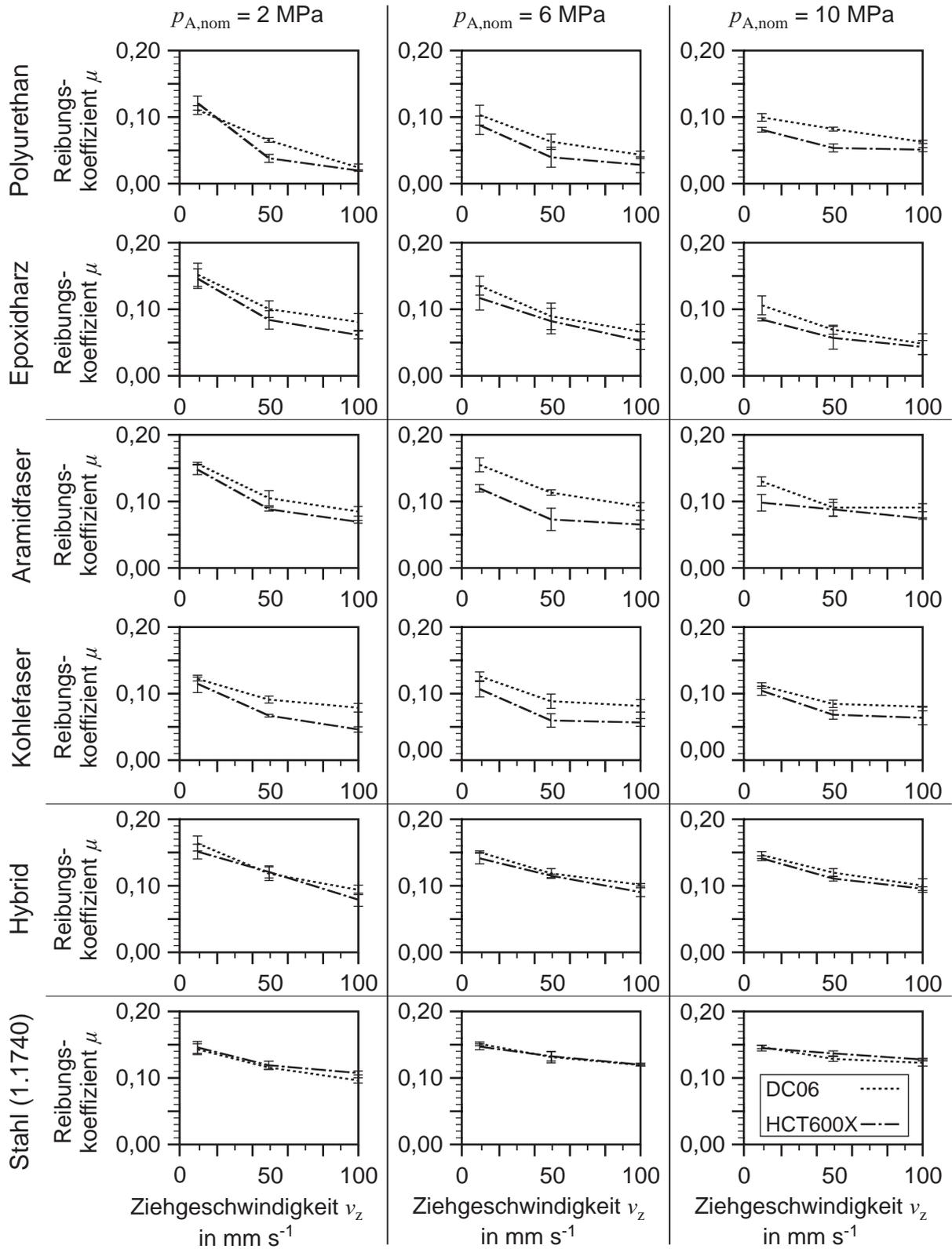


Abbildung 6.4: Ermittelte Reibungskoeffizienten  $\mu$  in Abhängigkeit der Flächenpressung  $p_{A,nom}$ , der Ziehgeschwindigkeit  $v_z$ , des Blechwerkstoffs und des Reibelements

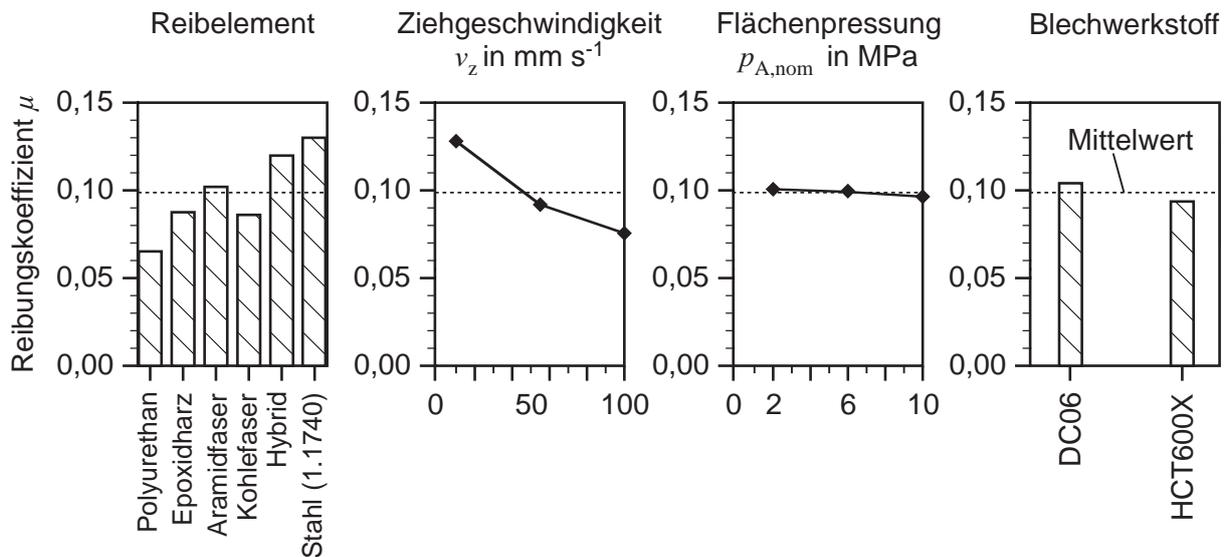
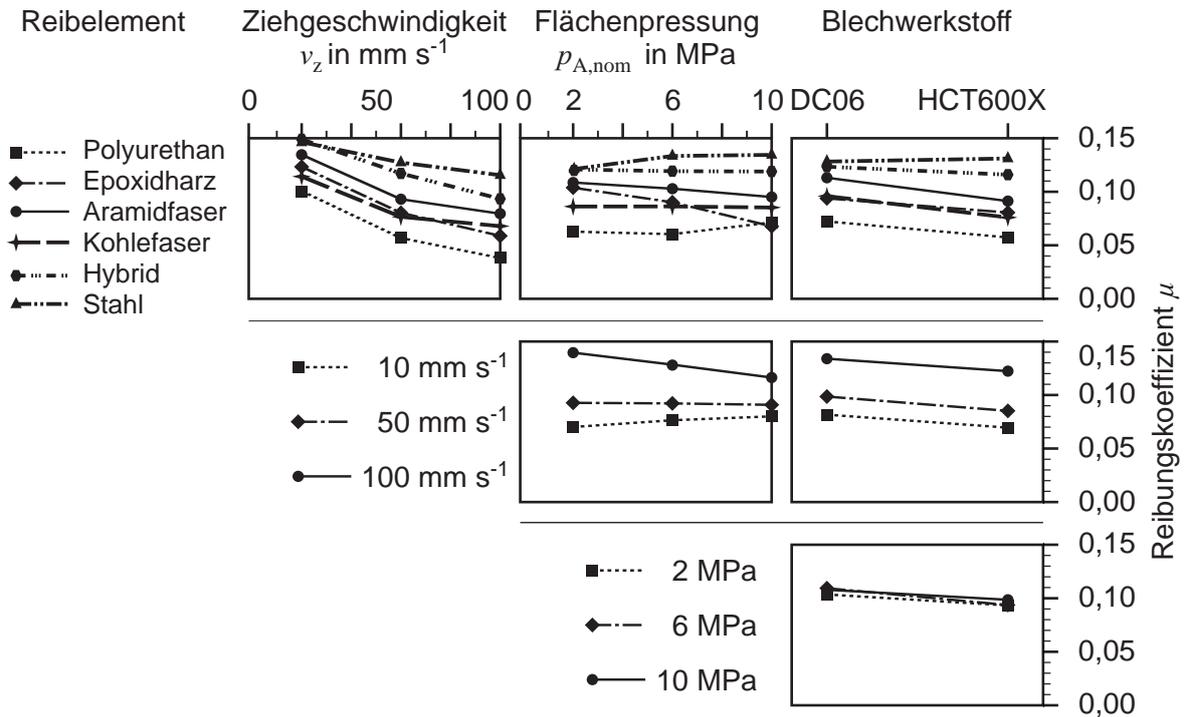


Abbildung 6.5: Haupteinflüsse auf die Reibungskoeffizienten  $\mu$  im untersuchten Parameterraum

Basierend auf diesen Ergebnissen sind mittels statistischer Analyse die Haupteinflüsse auf die Höhe des Reibungskoeffizienten  $\mu$  extrahiert worden, Abbildung 6.5. Den größten Einfluss auf die Reibungskoeffizienten haben hierbei die Ziehgeschwindigkeit  $v_z$  und die Wahl des Reibelements. Mit steigender Ziehgeschwindigkeit  $v_z$  sinkt die Höhe des Reibungskoeffizienten  $\mu$ . Niedrigere Reibungskoeffizienten werden mit den Reibelementen aus unverstärkten und verstärkten Polymeren erzielt. Hierbei führt der Einsatz der Kohlefaser im Vergleich zum reinen Epoxidharz zu leicht geringeren Reibungskoeffizienten, während die Aramidfaser zu einer Erhöhung führt. Mit dem hybriden Reibelement und dem Reibelement aus konventionellem Stahl werden im Mittel ähnliche Reibungskoeffizienten erreicht. Verglichen mit den Einflüssen der Ziehgeschwindigkeit und der Wahl des Reibelements wirkt sich der eingesetzte Blechwerkstoff gering aus. Nahezu keinen Einfluss hat im betrachteten Parameterraum die Höhe der nominellen Flächenpressung  $p_{A,nom}$ .

Wechselwirkungen der untersuchten Parameter auf die Höhe der Reibungskoeffizienten mittels statistischer Analyse sind in Abbildung 6.6 dargestellt. Sofern die Kurvenverläufe sich ähneln, ist von keinen bzw. nur geringen Wechselwirkungen auszugehen. So zeigen sich keine Wechselwirkungen zwischen der Wahl des Blechwerkstoffs und der Ziehgeschwindigkeit  $v_z$  bzw. der Höhe der Flächenpressung  $p_{A,nom}$ . Geringe Wechselwirkungen sind zwischen der Wahl des Reibelements und dem Blechwerkstoff erkennbar. So werden bei der Reibpaarung hybrides und konventionelles Reibelement und dem Blechwerkstoff HCT600X geringfügig höhere Reibwerte gegenüber dem weicheren Tiefziehstahl DC06 erzielt. Bei den anderen Reibelementen ist das Gegenteil der Fall. Ebenso zeigen sich nur geringe Wechselwirkungen zwischen dem Reibelement und der Ziehgeschwindigkeit und

Abbildung 6.6: Wechselwirkungen auf die Reibungskoeffizienten  $\mu$  im untersuchten Parameterraum

der Flächenpressung. Die größte Wechselwirkung im betrachteten Parameterraum tritt zwischen der Ziehgeschwindigkeit und der Flächenpressung auf. Mit steigender Flächenpressung verringern sich die Unterschiede im Reibungskoeffizienten bei unterschiedlichen Ziehgeschwindigkeiten.

#### 6.1.4 Analyse

Wie in Kapitel 2.1.4 dargestellt, liegt bei Tiefziehprozessen i.d.R. ein Mischreibungszustand vor. Hier ist bekannt, dass sich mit steigender Ziehgeschwindigkeit aufgrund von hydrodynamischen Effekten der Reibungskoeffizient  $\mu$  verringert. Der Schmierstoff wird während des Ziehprozesses in die Kontaktzone zwischen Blech und Wirkoberfläche gedrückt und erhöht so den Anteil der Flüssigkeitsreibung. Je höher die Relativgeschwindigkeit ist, desto stärker wirkt der hydrodynamische Effekt. Eine Erhöhung der nominellen Flächenpressung verringert allerdings diesen Effekt, da der höhere Druck den Schmierstofffluss behindert. Die Ergebnisse des vorherigen Kapitels demonstrieren, dass dieses Verhalten nicht nur – wie in der Literatur bekannt – bei Monowerkstoffen auftritt, sondern auch im Falle der faserverstärkten und hybriden Reibelemente zu finden ist.

Eine Verringerung des Reibungskoeffizienten mit steigender Flächenpressung, wie in Kapitel 2.1.4 gezeigt, konnte im untersuchten Parameterraum nicht ermittelt werden. Ursache hierfür sind die eher niedrigen Flächenpressungen, die im Flachstreifenzugversuch appliziert werden können. Aufgrund des

im Vergleich zur Ziehkante niedrigeren Niveaus finden daher keine Glättungseffekte statt, die sich auf die Höhe des Reibungskoeffizienten auswirken könnten.

Die Auswirkungen der Wahl des Reibelements auf die Höhe des Reibungskoeffizienten  $\mu$  ist insbesondere durch die Werkstoffpaarung selbst und weniger aufgrund der Rauheit der verschiedenen Reibelemente bestimmt. So ist keine Korrelation zwischen der Rauheit und den eingesetzten Reibelementen erkennbar, Abbildung 6.7.

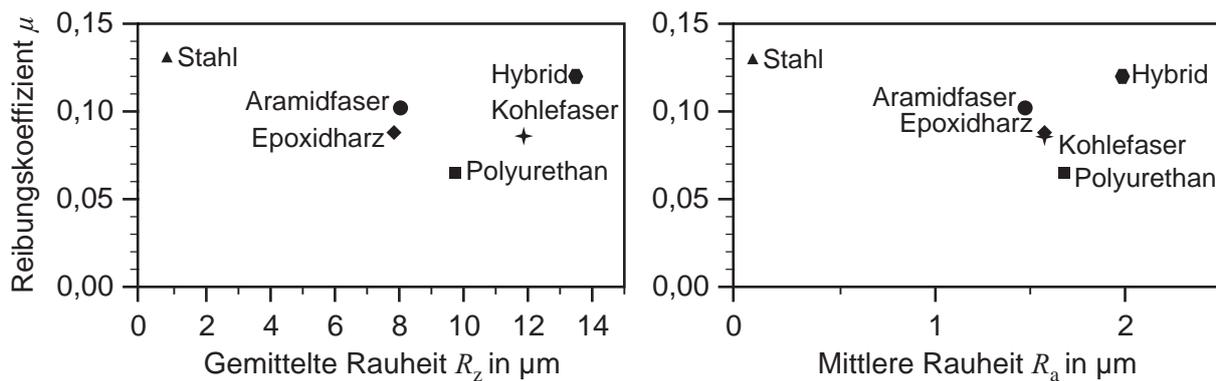


Abbildung 6.7: Reibungskoeffizienten  $\mu$  in Abhängigkeit der Rauheit  $R_z$  und  $R_a$

### 6.1.5 Fazit: Bestimmung der Reibungskoeffizienten

Die Analyse der Reibungskoeffizienten zeigt, dass die indirekt gespritzten Wirkflächen aus Hartstoffen des hybriden Tiefziehwerkzeugs ohne Nachbearbeitung als Tribopartner im Bereich der Blechumformung eingesetzt werden können. Hierbei werden ähnliche Werte von Reibungskoeffizienten wie beim Einsatz konventioneller Stähle erzielt. Ebenso zeigen sich dieselben Abhängigkeiten von der Ziehgeschwindigkeit und der Flächenpressung. Niedrigere Reibungskoeffizienten können durch den Einsatz nicht metallischer Oberflächen erzielt werden. Hierbei zeigt sich, dass auch Faser-Kunststoff-Verbunde aus Kohle- und Aramidfasern sich als Wirkflächen für Blechumformprozesse eignen.

## 6.2 Verschleißuntersuchungen

Wesentliches Merkmal der indirekt gespritzten Wirkflächen soll eine Erhöhung der Verschleißbeständigkeit insbesondere bei der Umformung höherfester Werkstoffe gegenüber der Verschleißbeständigkeit von unbeschichteten Polymerwerkzeugen sein. In diesem Kapitel wird daher anhand vereinfachter Modellversuche, welche die tribologischen Bedingungen an einer geraden Ziehkante abbilden sollen, das Verschleißverhalten der Wirkflächen analysiert.

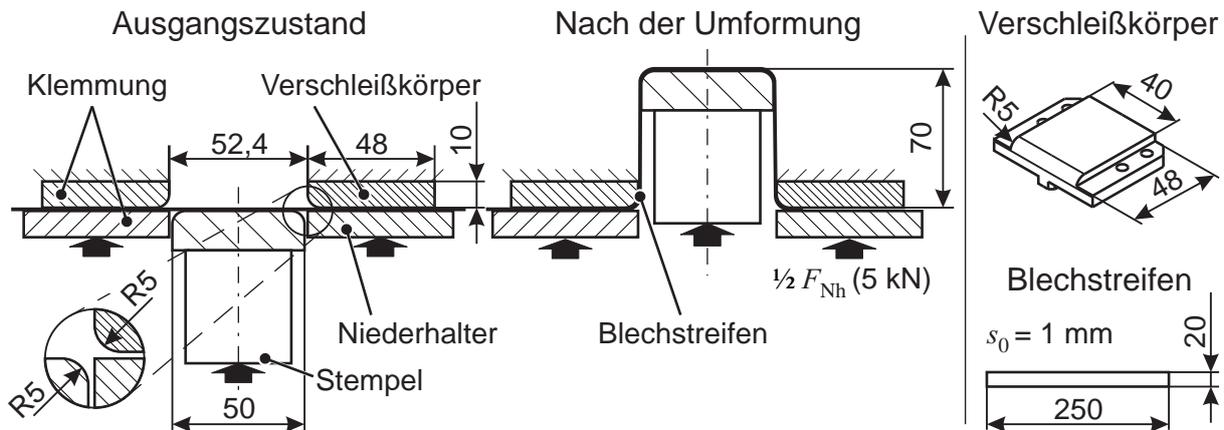


Abbildung 6.8: Versuchsaufbau für Verschleißuntersuchungen

### 6.2.1 Versuchseinrichtung

Für die Untersuchungen des Verschleißverhaltens der Oberflächen wird die in Abbildung 6.8 dargestellte Versuchsgeometrie verwendet. Hierbei stellt der zu untersuchende Verschleißkörper die Geometrie einer geraden Ziehkannte dar. Gegenüber dem Flachstreifenzugversuch des vorherigen Kapitels (vgl. Abbildung 6.1) können so höhere Kontaktspannungen zwischen Blechstreifen und Verschleißkörper erzielt werden. Bei diesem Versuchsaufbau wird ein Blechstreifen auf der einen Seite zwischen der Klemmung und auf der anderen Seite zwischen zu untersuchendem Verschleißkörper und Niederhalter fixiert. Der Blechstreifen hat eine Länge von 250 mm, eine Breite von 20 mm und eine Ausgangsblechdicke von  $s_0 = 1$  mm. Als Blechwerkstoff wird der höherfeste Stahlwerkstoff HCT600X (s. Kapitel 4.2) verwendet. Es wird derselbe Schmierstoff wie bei den Untersuchungen zur Ermittlung der Reibungskoeffizienten eingesetzt (s. Kapitel 6.1). Die applizierte Niederhalterkraft ist insgesamt  $F_{Nh} = 10$  kN. Der Ziehkanteradius  $R_{Zk}$  und der Stempelradius sind jeweils 5 mm. Der Stempelweg beträgt pro Hub 70 mm. Durch diese Bewegung werden Hutprofile erzeugt. Da der Blechstreifen auf der Seite der Klemmung fest fixiert ist, liegt die Ziehlänge an der Ziehkannte des Verschleißkörpers bei  $l_z = 140$  mm pro Hub. Die Abmessungen der Verschleißkörper sind im rechten Teil der Abbildung 6.8 gegeben.

Für die Analyse des Verschleißverhaltens wird in regelmäßigen Abständen die Geometrie der Verschleißkörper mit einem optischen 3D-Scanner vermessen und die Flächenabweichung sowie die maximalen Formabweichungen  $\Delta a_{max}$  am Ziehradius ermittelt. Das Messprinzip des optischen 3D-Scanners ist in Kapitel 5.4 erläutert. Aufgrund der geringeren Größe der Verschleißkörper kann hier allerdings ein kleineres Messvolumen verwendet werden, sodass die Messgenauigkeit bei rund 0,01 mm liegt.

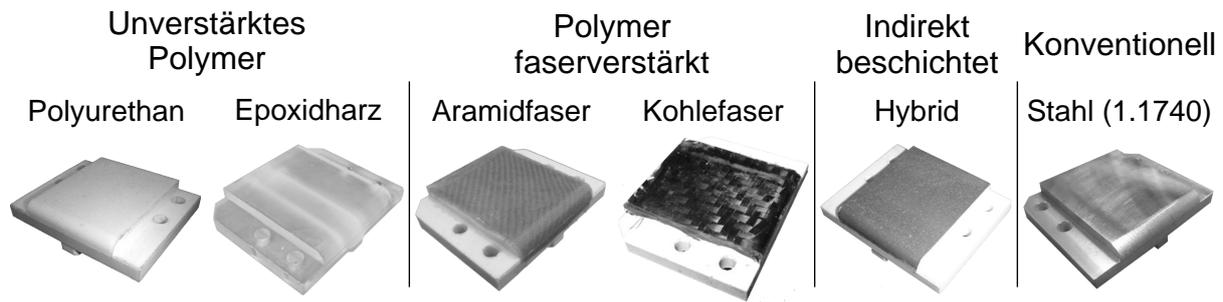


Abbildung 6.9: Untersuchte Verschleißelemente

### 6.2.2 Untersuchte Verschleißelemente

Analog zu den Untersuchungen zur Ermittlung des Reibungskoeffizienten in Kapitel 6.1 können die eingesetzten Verschleißkörper in die Kategorien unverstärkte und faserverstärkte Polymere, indirekt thermisch beschichtetes Hybridwerkzeug und konventionelles Stahlwerkzeug unterteilt werden, Abbildung 6.9. Ebenso entspricht der Aufbau der einzelnen Verschleißelemente denjenigen der Reibelemente, sodass hier nicht weiter darauf eingegangen wird.

### 6.2.3 Ergebnisse

Die Flächenabweichung zur jeweiligen Ausgangsgeometrie in Abhängigkeit der gezogenen Blechstreifen ist in Abbildung 6.10 dargestellt. Unabhängig vom eingesetzten Verschleißkörper ergeben sich die größten Formabweichungen im Bereich des Ziehkanteneinlaufes. Verschleiß tritt hierbei insbesondere bei den unverstärkten Polymeren auf, wobei der größte Verschleiß sich beim Polyurethan einstellt. Hier ist neben den Verschleißerscheinungen an der Ziehkante auch ein Verschleiß im ebenen Bereich des Verschleißkörpers erkennbar. Die Riefen in Längsrichtung sind dabei auf die Blechkanten zurückzuführen. Da sich das Blech beim Biegen über die Ziehkante verstärkt gegen den Niederhalter legt, sind diese Verschleißspuren weniger auf dem ebenen Bereich kurz vor der Ziehkante zu finden.

Die faserverstärkten Verschleißkörper weisen mit steigender Anzahl gezogener Blechstreifen Verschleißerscheinungen an der Ziehkante auf, wenn auch niedriger als die unverstärkten Polymere. Hierbei erhöht der Einsatz der Aramidfasern stärker die Verschleißbeständigkeit des Epoxidharzes.

Sowohl beim hybriden Tiefziehwerkzeug als auch beim konventionellen Stahlwerkzeug ist die Flächenabweichung sehr gering.

Die maximalen Formabweichungen  $\Delta a_{max}$  für die einzelnen Verschleißelemente in Abhängigkeit der Anzahl der Hübe  $n_{Hub}$  und Ziehlänge  $l_z$ , welche aus den Flächenabweichungen ermittelt worden sind, ist in Abbildung 6.11 dargestellt.

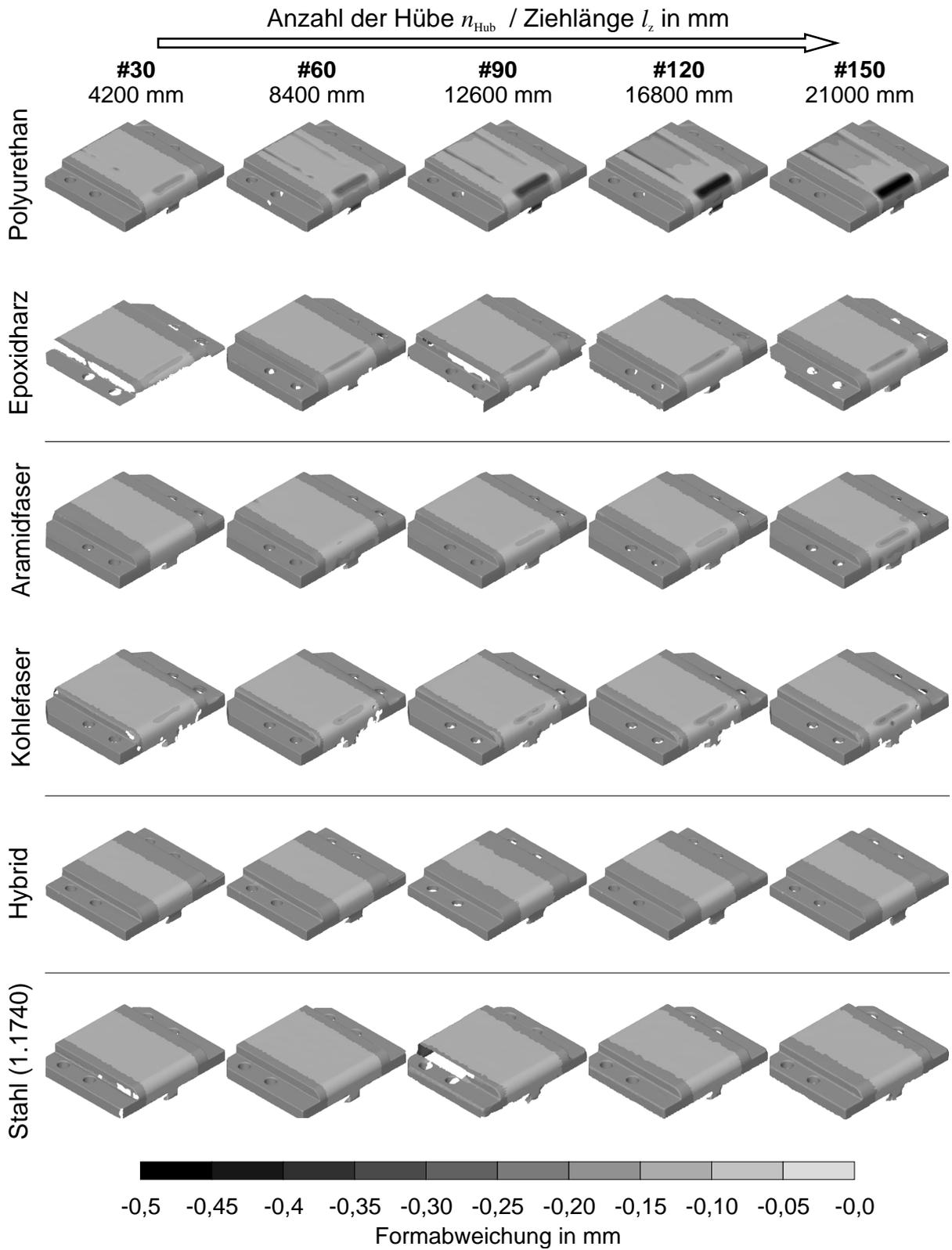


Abbildung 6.10: Flächenabweichung der Verschleißelemente in Abhängigkeit der Anzahl gezogener Bleche

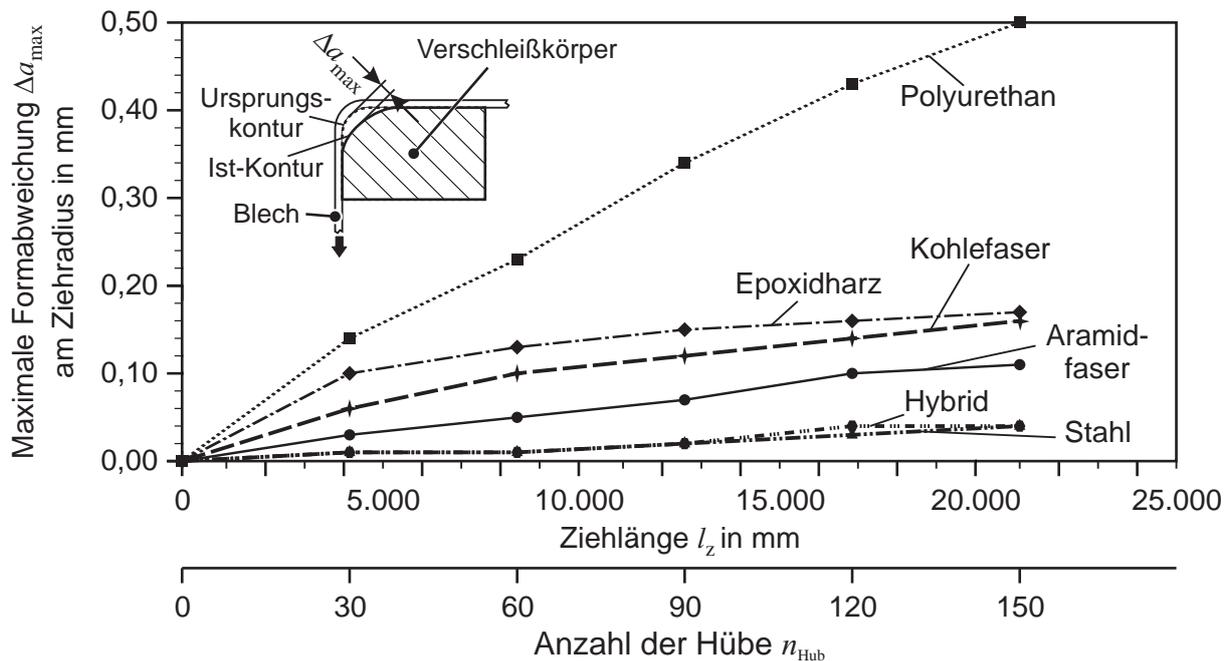


Abbildung 6.11: Maximale Formabweichung  $\Delta a_{max}$  in Abhängigkeit der Ziehlänge  $l_z$  und des Werkzeugwerkstoffs

In dieser Darstellung ist der weitestgehend lineare Verschleiß bei den einzelnen Reibelementen erkennbar. Basierend auf diesen Verläufen lässt sich die Standzeit der einzelnen Werkzeugwerkstoffe abschätzen. Hierbei ist die Höhe der tolerierbaren Formabweichung – d.h. das jeweilige Abbruchkriterium – vom tatsächlichen Anwendungsfall abhängig, vgl. Kapitel 2.2.5.6.

### 6.2.4 Analyse

Vorherrschende Verschleißart bei den eingesetzten unbeschichteten polymeren Reibelementen ist Abrasion. Adhäsionseffekte sind bei diesen Werkzeugwerkstoffen nicht feststellbar. Diese Kenntnis stimmt mit Untersuchungen bei alternativen Werkzeugwerkstoffen (vgl. Kapitel 2.1.4) überein.

Eine eindeutige Zuordnung der Verschleißart beim konventionellen Werkzeug aus Stahl ist nicht erkennbar. Ebenso kann beim hybriden Werkzeug die dominierende Verschleißart nicht eindeutig zugeordnet werden. Trotz der im Vergleich zum Stahlwerkzeug höheren Rauheiten zeigen sich beim hybriden Werkzeug dennoch keine Effekte von Sekundäradhäsion (vgl. Kapitel 2.1.4). Hierbei wirkt sich voraussichtlich die höhere Nachgiebigkeit des hybriden Werkzeugs gegenüber einem Stahlwerkstoff positiv aus, da der Blechwerkstoff weniger in Rauheitstäler gepresst werden kann.

### 6.2.5 Fazit: Verschleißuntersuchungen

Die Ergebnisse zeigen, dass mittels des hybriden Werkzeugs ähnliche Standzeiten bei der Umformung höherfester Stahlwerkstoffe wie mit einem konventionellen Werkzeug aus Stahl erzielt werden können. Gegenüber unbeschichteten Polymerwerkzeugen kann so die Verschleißbeständigkeit signifikant erhöht werden. Neben dem Einsatz von beschichteten Wirkflächen führt die Verwendung von Faserverstärkung zu einer Verbesserung der Verschleißbeständigkeit polymerer Werkzeuge. Hierbei sind insbesondere Aramidfasern geeignet. Eine Verschleißbeständigkeit wie beim hybriden Werkzeug kann hierdurch allerdings nicht erzielt werden.

## 6.3 Zusammenfassung Kapitel 6

Im Rahmen dieses Kapitels wurden Untersuchungen zu den tribologischen Eigenschaften der Wirkflächen für das hybride Tiefziehwerkzeug durchgeführt. Neben indirekt beschichteten Wirkflächen wurden auch Faser-Kunststoff-Verbunde analysiert. Für eine vergleichende Betrachtung kamen zusätzlich unverstärkte Polymere sowie konventioneller Stahl zum Einsatz.

Die Bestimmung der Reibungskoeffizienten zeigt, dass das hybride Werkzeug ähnliche Konditionen wie das Stahlwerkzeug aufweist. Ein Einsatz dieses Werkzeugstyps ist daher ohne Behandlung der Oberflächen möglich. Die niedrigsten Reibungskoeffizienten werden durch nicht metallische Wirkflächen erzielt. Die Untersuchungen weisen nach, dass sowohl Kohle- als auch Aramidfasern als Wirkflächen geeignet sind.

Die durchgeführten Experimente zur Analyse der Verschleißbeständigkeit bei höherfesten Stahlwerkstoffen demonstrieren die signifikante Verringerung des Verschleißes beim Einsatz indirekt beschichteter Wirkflächen aus Hartstoffen. Die Verschleißbeständigkeit liegt hierbei im Bereich des eingesetzten Stahlwerkzeugs. Ebenso führen faserverstärkte Wirkflächen zu einer Verbesserung des Verschleißschutzes, wobei hier die größten Verbesserungen beim Einsatz von Aramidfasern erzielt werden können. Die Erhöhung des Verschleißschutzes ist jedoch nicht so hoch wie bei den indirekt beschichteten Wirkflächen des hybriden Tiefziehwerkzeugs.

Die Ergebnisse zeigen, dass mittels des hybriden Werkzeugs ähnliche Standzeiten der Wirkflächen beim Ziehen höherfester Stahlwerkstoffe wie mit einem konventionellen Werkzeug aus Stahl erzielt werden können. Gegenüber unbeschichteten Polymerwerkzeugen kann so die Verschleißbeständigkeit signifikant erhöht werden. Neben dem Einsatz von beschichteten Wirkflächen führt die Verwendung von Faserverstärkung zu einer Verbesserung der Verschleißbeständigkeit polymerer Wirkflächen. Hierbei sind insbesondere Aramidfasern geeignet. Eine Verschleißbeständigkeit wie beim hybriden Werkzeug kann hierdurch allerdings nicht erzielt werden.



## 7 Einsatzverhalten hybrider Tiefziehwerkzeuge

Basierend auf den vorherigen Kapiteln 4, 5 und 6 wird in diesem Kapitel das gesamte hybride Tiefziehwerkzeug unter Prozessbedingungen untersucht. Dieses Kapitel stellt daher eine Synthese der in den vorherigen Kapiteln einzeln behandelten Themengebiete *Werkzeuggrundkörper*, *thermisch gespritzte Wirkflächen* und deren *Tribologie* dar.

Zunächst wird anhand von Werkzeugen zur Herstellung von Napfgeometrien das Einsatzverhalten des hybriden Tiefziehwerkzeugs für einen einzelnen Tiefziehprozess analysiert. Im Anschluss werden die Auswirkungen des Werkzeugs bei Dauerbelastung untersucht. Abgeschlossen wird dieses Kapitel mit der Herstellung von Blechformteilen komplexer Geometrie mittels des hybriden Tiefziehwerkzeugs.

### 7.1 Umformung von Napfgeometrien

In diesem Kapitel wird das Zusammenwirken der thermisch gespritzten Wirkflächen und des polymeren Werkzeuggrundkörpers für einen einzelnen Tiefziehprozess zur Herstellung von Nöpfen untersucht. Hierbei stehen insbesondere die induzierten Spannungen in der Spritzschicht im Vordergrund. Wie in Kapitel 3 dargestellt, sollen die thermisch gespritzten Wirkflächen eine Erhöhung des Verschleißschutzes bewirken, während der polymere Werkzeuggrundkörper für die Aufnahme der Umformkräfte ausgelegt ist.

#### 7.1.1 Analytische Betrachtung

Analog zu Kapitel 4.2.1 soll auch für das hybride Tiefziehwerkzeug eine analytische Betrachtung der Verhältnisse an der Ziehkante des Werkzeugs erfolgen. Hierbei wird der Einfluss des Faser-Kunststoff-Verbundes hinsichtlich des  $E$ -Moduls und der Dicke  $h_F$  auf die induzierten Spannungen  $\sigma_{V,S}$  in der Spritzschicht analysiert. Die in Kapitel 4.2.1 getroffenen Annahmen und Vereinfachungen sind weiterhin gültig. Für die Betrachtung wird das in Abbildung 7.1 dargestellte Ersatzmodell verwendet, welches um die Aufteilung des Balkens in die Bereiche Faser-Kunststoff-Verbund und Spritzschicht erweitert ist (vgl. Abbildung 4.9).

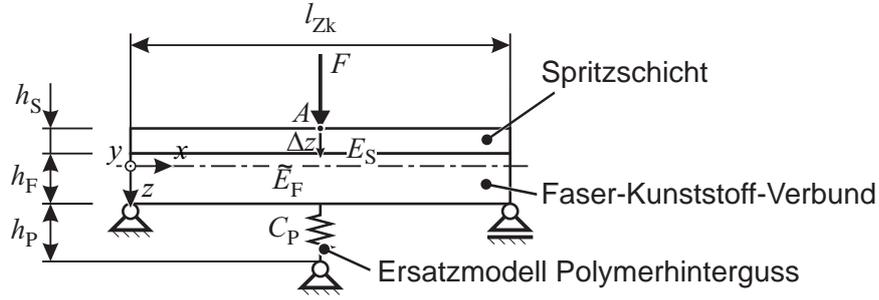


Abbildung 7.1: Ersatzmodell zur Analyse der Spannungen in der Spritzschicht an der Ziehkante

Für die Betrachtung wird die Wichtung  $n_S$ , welche das Verhältnis des  $E$ -Moduls der Spritzschicht  $E_S$  zum ideellen  $E$ -Modul des Faser-Kunststoff-Verbundes  $\tilde{E}_F$  beschreibt, wie folgt definiert:

$$n_B = \frac{E_S}{\tilde{E}_F} \tag{7.1}$$

Entsprechend der Herleitung im Anhang A.3.1 ergibt sich so die Spannung  $\sigma_{V,S}$  in der Spritzschicht zu:

$$\sigma_{V,S} = \underbrace{n_B \cdot \frac{1}{4} \cdot \frac{l_{Zk}}{\tilde{I}} \cdot \left( \frac{h_F + h_S}{2} + e \right)}_{\text{Verbundwerkstoff}} \cdot \underbrace{\sigma_{P,Zk} \cdot l_{Zk} \cdot b}_{\text{Äußere Belastung}} \cdot \left( 1 - \frac{\frac{E_P \cdot A_P}{h_P} \cdot l_{Zk}^3}{48 \cdot \tilde{E}_F \cdot \tilde{I} + l_{Zk}^3 \cdot \frac{E_P \cdot A_P}{h_P}} \right) \tag{7.2}$$

Hierbei ist  $\tilde{I}$  das ideelle Flächenträgheitsmoment des Verbundwerkstoffes und  $e$  beschreibt die Lage des ideellen Schwerpunktes. Sowohl  $\tilde{I}$  als auch  $e$  sind hierbei von der Wichtung  $n_B$  und den Dicken der Spritzschicht  $h_S$  und des Faser-Kunststoff-Verbundes  $h_F$  abhängig, s.a. Anhang A.3.1.

Für eine schematische Darstellung des Einflusses der Wichtung  $n_B$  auf die Höhe der Spannungen  $\sigma_{V,S}$  in der Spritzschicht wird das Verhältnis  $\kappa_{S,Zk}$  gebildet, welches die Spannung  $\sigma_{V,S}$  zur äußeren Belastung  $\sigma_{p,Zk}$  ins Verhältnis setzt:

$$\kappa_{S,Zk} = \frac{\sigma_{V,S}}{\sigma_{p,Zk}} \tag{7.3}$$

Bei dieser Betrachtung wird der Term *Ersatzmodell Polymerhinterguss* in Gleichung 7.2 für eine schematische Darstellung des Verhältnisses  $\kappa_{S,Zk}$  vernachlässigt. Bei diesem Term ist die Höhe des Einflusses auf die Spannung  $\sigma_{V,S}$  insbesondere vom Verhältnis  $\chi_{FKV, Polymer}$  (vgl. Gleichung 4.8) abhängig. Wie in Kapitel 4.2.1 dargestellt, können zu diesem Verhältnis nur qualitative Aussagen getroffen werden. So bewirkt eine Erhöhung des  $E$ -Moduls des Polymerhintergusses  $E_P$  eine Verringerung der Spannungen in der Spritzschicht.

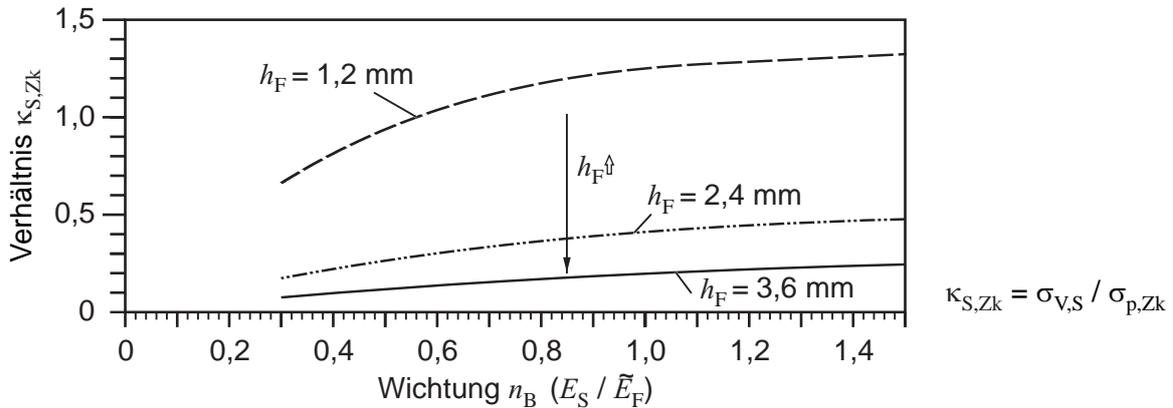


Abbildung 7.2: Schematische Darstellung der Gl. 7.2 zum Einfluss des Faser-Kunststoff-Verbundes auf die Spannungen in der Spritzschicht

In Abbildung 7.2 ist eine schematische Darstellung des Einflusses des ideellen  $E$ -Moduls des Faser-Kunststoff-Verbundes  $\tilde{E}_F$  und der Dicke der Faserverstärkung  $h_F$  unter den getroffenen Annahmen dargestellt. Hierbei ist von einer Dicke der Spritzschicht von  $h_S = 0,3 \text{ mm}$  und einer Ziehkantenlänge  $l_{Zk} = 10 \text{ mm}$  ausgegangen worden. Beide Größen wirken sich auf das Ergebnis aus, wobei insbesondere die Größe  $l_{Zk}$  einen quadratischen Einfluss hat. Diese Größe ist allerdings nur eine Hilfsgröße für das Ersatzmodell, sodass diese nicht weiter für die Analyse berücksichtigt wird.

Die Abbildung 7.2 zeigt, dass eine Vergrößerung des  $E$ -Moduls des Faser-Kunststoff-Verbundes eine Verringerung der induzierten Spannung bewirkt. Ebenso werden die Spannungen in der Spritzschicht  $\sigma_{v,S}$  durch eine Erhöhung der Dicke des Faser-Kunststoff-Verbundes  $h_F$  reduziert. Hierbei hat die Dicke  $h_F$  einen signifikant höheren Einfluss auf die induzierte Spannung gegenüber dem  $E$ -Modul  $\tilde{E}_F$ . Ursache hierfür ist der kubische Anteil von  $h_F$  bei der Berechnung des ideellen Flächenträgheitsmoments  $\tilde{I}$ , vgl. auch Anhang A.3.1.

### 7.1.2 Werkzeuggeometrien

Für die numerischen und experimentellen Untersuchungen wird die bereits in Kapitel 4.2 verwendete Werkzeuggeometrie zur Herstellung von Näpfen verwendet, Abbildung 7.3. Diese ist um den Aspekt der Spritzschicht oberhalb der Faserverstärkung erweitert worden.

Die eingesetzten Blechwerkstoffe sind der weiche Tiefziehstahl DC04 und der höherfeste Stahl HCT600X, welche auch bei den Untersuchungen, beschrieben in Kapitel 4.2, eingesetzt worden sind. Die mechanischen Kennwerte sind dort in Tabelle 4.3 angegeben.

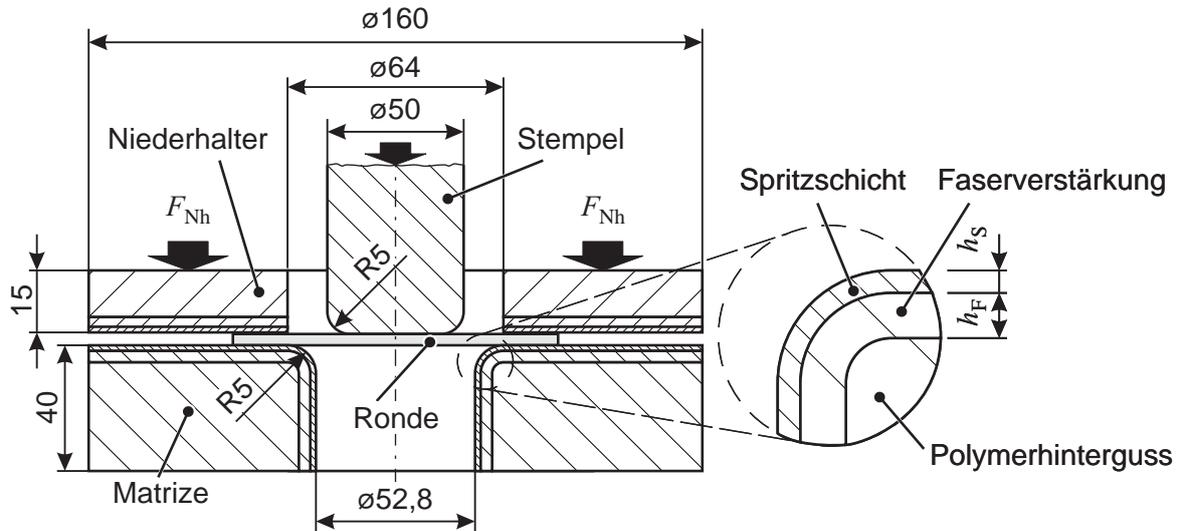


Abbildung 7.3: Geometrien der hybriden Tiefziehwerkzeuge zur Umformung von Näpfen

7.1.3 Numerische Untersuchungen

Analog zu Kapitel 4.2 werden numerische Untersuchungen zur Beurteilung der Spannungen in der Spritzschicht unter Last durchgeführt. Das entsprechende Finite-Elemente-Modell ist in Abbildung 7.4 dargestellt. Bei diesem Modell ist im Vergleich zum Modell in Abbildung 4.13 die Beschichtung der Werkzeuge zusätzlich modelliert. Diese ist zur Vermeidung zu kleiner Rechenschritte mit jeweils einem Hexaederelement in Dickenrichtung (Dicke Spritzschicht  $h_s = 0,3\text{ mm}$ ) abgebildet, wobei ein linear-elastisches Werkstoffmodell angenommen wird. Die mechanischen Kennwerte und Reibungskoeffizienten entstammen den Kapiteln 5 bzw. 6.

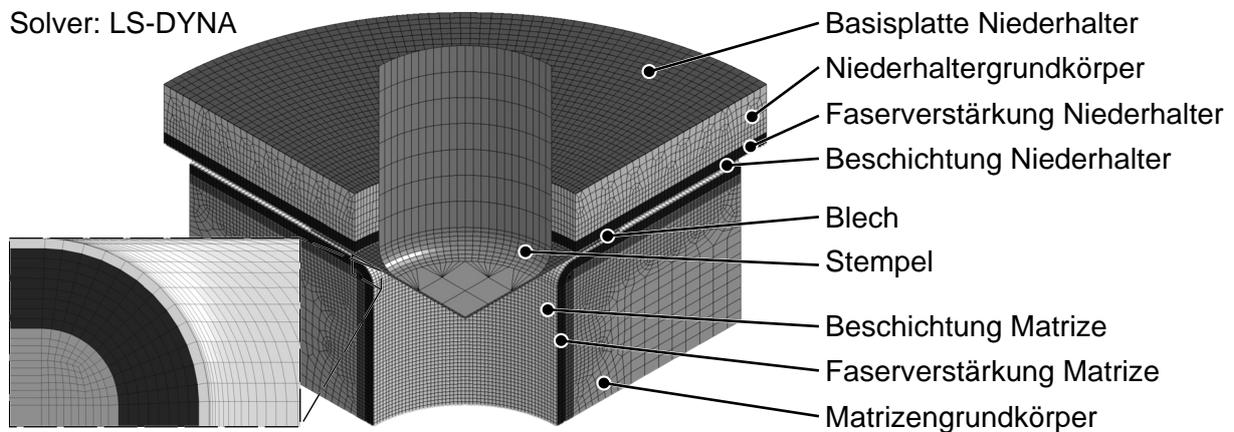


Abbildung 7.4: Finite-Elemente-Modell zur Simulation des Tiefziehens von Näpfen mit hybridem Tiefziehwerkzeug

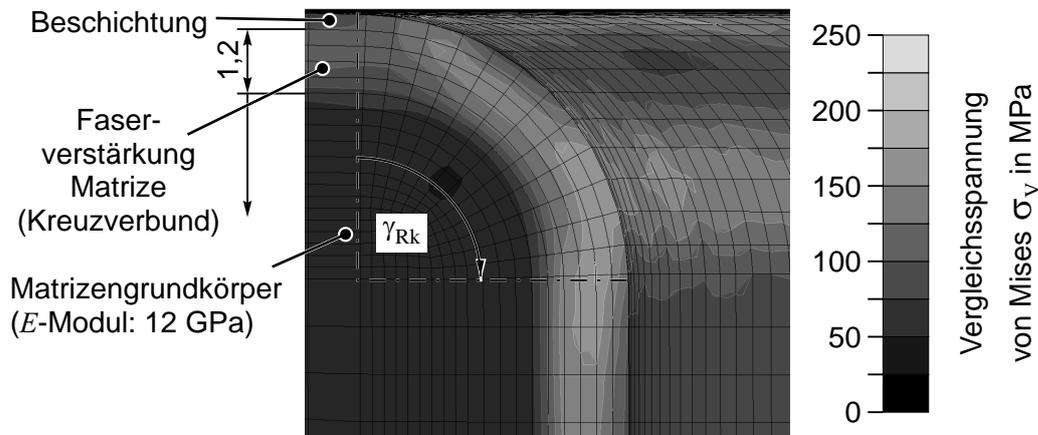


Abbildung 7.5: Numerisch berechnete Vergleichsspannung nach VON MISES  $\sigma_V$  an der Ziehkante

Bei den numerischen Untersuchungen werden analog zu Kapitel 4.2 der Laminattyp, der  $E$ -Modul des Polymerhintergusses und die Dicke  $h_F$  der Faserstärkung variiert, vgl. Tabelle 4.4. Zusätzlich werden beschichtete polymere Werkzeuge ohne Faserverstärkung simuliert. Die Dicke der Spritzschicht beträgt für alle Simulationen  $h_S = 0,3$  mm.

Als Ausgangsgröße wird die Spannung  $\sigma_{V,S}$  in der Spritzschicht betrachtet. Der polymere Werkzeuggrundkörper wird durch die Spritzschicht hinsichtlich mechanischer Belastung aufgrund der im Vergleich geringeren Dicke  $h_S$  nicht beeinflusst, sodass die in Kapitel 4.2 getroffenen Aussagen weiterhin gültig sind.

Exemplarisch ist in Abbildung 7.5 eine farbliche Darstellung der Verteilung der Vergleichsspannung nach VON MISES  $\sigma_V$  im Bereich der Ziehkante für ein hybrides Tiefziehwerkzeug gezeigt. Hier zeigt sich, dass die höchsten Spannungen durch die Faserverstärkung aufgenommen werden. In der Beschichtung werden höhere Spannungen als im Matrizengrundkörper erreicht. Die höchsten Spannungen werden hier bei einem Winkel an der Ziehkante von  $\gamma_{Zk}$  rund  $60^\circ$  erzielt. In diesem Bereich befinden sich, wie in Kapitel 4.2 dargestellt, lokale Kontaktspannungsspitzen.

In Abbildung 7.6 ist die berechnete maximale Vergleichsspannung  $\sigma_{V,S}$  für die variierten Parameterkonfigurationen dargestellt. Ohne den Einsatz einer Faserverstärkung werden bei einem  $E$ -Modul des Polymerhintergusses von  $E_P = 2$  GPa die höchsten Spannungen in der Spritzschicht erzielt. Der Einsatz eines Polymerhintergusses mit einem  $E$ -Modul von 8 GPa bzw. 12 GPa führt signifikant zu geringeren Spannungen  $\sigma_{V,S}$ , wobei hier nahezu dasselbe Niveau erreicht wird. Auch durch den Einsatz der Faserverstärkung wird eine Reduktion der Spannungen in der Spritzschicht erzielt. Dies stimmt qualitativ mit der analytischen Betrachtung in Abbildung 7.2 überein. Unabhängig vom gewählten Laminattyp ist dieser Effekt dabei umso größer, je niedriger der  $E$ -Modul des Polymerhintergusses ist. Die Ursache hierfür ist in Gleichung 7.2 gegeben. So bewirkt eine Verringerung des

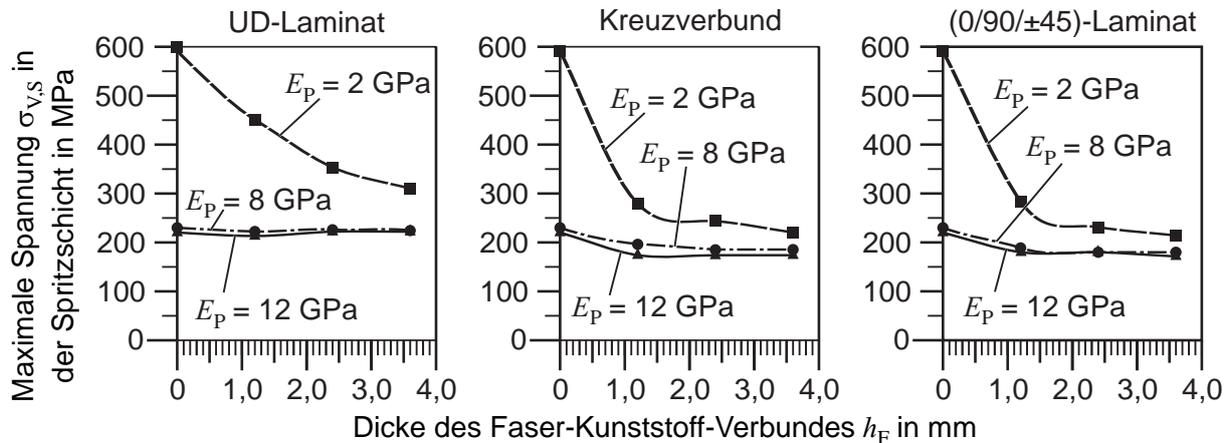


Abbildung 7.6: Numerisch berechnete maximale Vergleichsspannung  $\sigma_{V,S}$  nach VON MISES in der Spritzschicht an der Ziehkante

$E$ -Modul  $E_P$  des Polymerhintergusses, wie der Term *Ersatzmodell Polymerhinterguss* der Gleichung 7.2 ausdrückt, dass die Steifigkeit des Faser-Kunststoff-Verbundes höhere Auswirkungen auf die induzierten Spannungen in der Spritzschicht  $\sigma_{V,S}$  hat. Die beiden Laminattypen Kreuzverbund und (0/90/±45)-Laminat verringern im vergleichbarem Maße die Höhe der Spannungen in der Spritzschicht. Durch den Einsatz des UD-Laminats lassen sich im Vergleich dazu niedrigere Reduzierungen der Spannungen in der Spritzschicht erzielen. Hierbei wirkt sich das UD-Laminat im Wesentlichen nur bei einem Polymerhinterguss mit einem  $E$ -Modul von 2 GPa aus. Ähnlich wie in Kapitel 4.2 dargestellt, ist die Ursache hierfür der geringe  $E$ -Modul des UD-Laminats in tangentialer Richtung.

Generell werden in der Spritzschicht Spannungen unterhalb der Festigkeit der Spritzschicht  $\sigma_{m,S}$  (vgl. Kapitel 5) bei der Umformung von HCT600X erzielt, sofern ein Polymerhinterguss mit einem Mindest- $E$ -Modul von 8 GPa verwendet wird. Durch den Einsatz von Faser-Kunststoff-Verbunden des Laminattyps Kreuzverbund und (0/90/±45)-Laminat können die induzierten Spannungen in der Spritzschicht weiter reduziert und somit eine höhere Sicherheit gegen Versagen erzielt werden.

Wie in Kapitel 4.2 gezeigt, gelten die hier getroffenen Aussagen für den härtesten Stahlwerkstoff HCT600X auch für den weichen Tiefziehstahl DC04. Durch DC04 werden jedoch deutlich niedrigere Spannungen in der Spritzschicht induziert.

#### 7.1.4 Experimentelle Untersuchungen

Basierend auf den numerischen Untersuchungen des vorherigen Kapitels werden experimentelle Untersuchungen mit hybriden Tiefziehwerkzeugen durchgeführt, um deren reales Verhalten im Tiefziehprozess zu analysieren. Die hybriden Matrizen sind in Abbildung 7.7 dargestellt. Die Herstellung

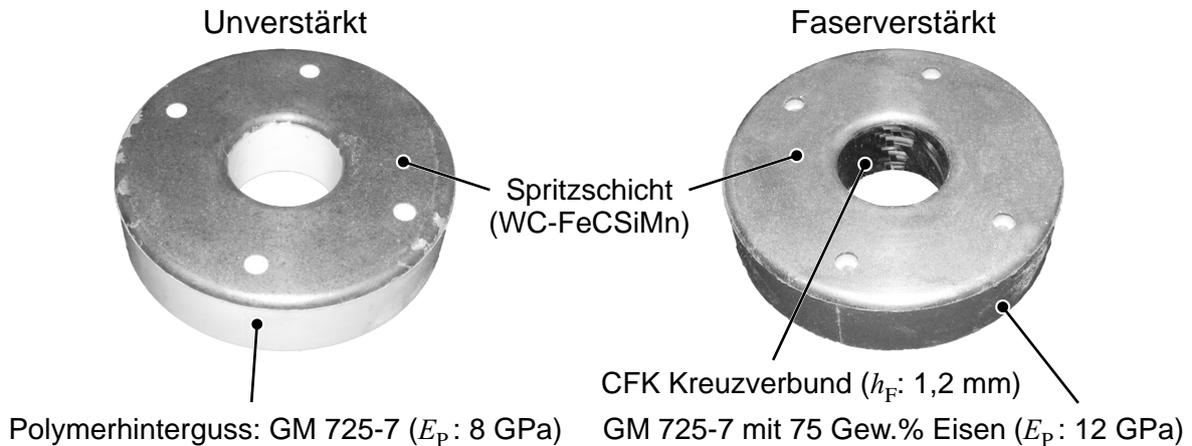


Abbildung 7.7: Hybride Matrizen mit und ohne Faserverstärkung zur Umformung von Näpfen

der Spritzschicht dieser Werkzeuge entsprechen den Untersuchungen aus Kapitel 5.4, sodass eine Dicke der Spritzschicht von  $h_S \approx 0,3$  mm realisiert wird. Aufgrund der modularen Konstruktion der Negativform kann die Applikation der Spritzschicht nur in den erforderlichen Bereichen mit Blechkontakt erfolgen. Im Falle der unverstärkten Matrize wird als Polymerhinterguss das Polyurethan GM-725-7 der Fa. EBALTA verwendet, welches einen  $E$ -Modul von  $E_P = 8$  GPa aufweist. Vergleichend hierzu wird eine Matrize mit Faserverstärkung eingesetzt, wobei hier der Polymerhinterguss aus demselben Polyurethan zusätzlich mit 75 Gew.% Eisen vermischt ist. Dadurch erhöht sich der  $E$ -Modul  $E_P$  auf ca. 12 GPa. Gemäß den Untersuchungen in Kapitel 4.2 können die Werkzeuggrundkörper den Belastungen bei der Umformung von HCT600X standhalten. Für die faserverstärkte Matrize wird CFK als Kreuzverbund eingesetzt. Dieser wird vierlagig laminiert, sodass eine Dicke der Faserverstärkung  $h_F$  von 1,2 mm realisiert wird. Die Prozessparameter werden analog zu den Untersuchungen in Kapitel 4.2 gewählt.

Näpfe aus DC04 und HCT600X, welche mittels der hybriden Tiefziehwerkzeuge umgeformt worden sind, sind in Abbildung 7.8 gezeigt. In allen Fällen sind Glättungseffekte im Blech in Bereichen mit Werkzeugkontakt erkennbar. Partiiell zeigen sich in Bereichen höchster Kontaktspannungen leichte Markierungen in Ziehrichtung. Diese sind beim weicheren Blechwerkstoff aus DC04 deutlicher. Ursache für diese Markierungen könnten herausstehende Spitzen von Hartstoffen in der Spritzschicht sein. Je niedriger die Festigkeit des Blechwerkstoffs ist, desto stärker könnten diese Spitzen Markierungen auf der Blechoberfläche verursachen. Unterschiede zwischen den hergestellten Näpfen aufgrund der verschiedenen hybriden Werkzeuge sind nicht erkennbar.

Mit einem optischen 3D-Scanner gemessene Schnitte der umgeformten Näpfe aus HCT600X sind in 7.9 abgebildet. Zum Vergleich ist der Schnitt eines Napfes, gezogen mit einem konventionellen

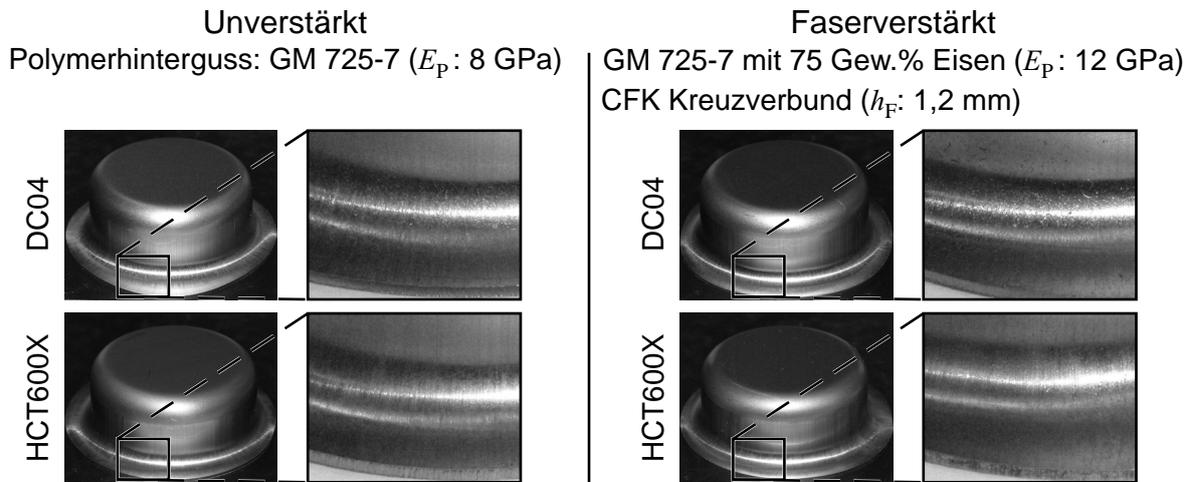


Abbildung 7.8: Umgeformte Nöpfe aus DC04 und HCT600X unter Verwendung der hybriden Tiefziehwerkzeuge

Stahlwerkzeug, dargestellt, vgl. Kapitel 4.2. Es zeigt sich auch hier, dass die Abweichungen zum Referenznapf mit maximal ca. 0,3 mm marginal sind und im Rahmen der Toleranz liegen.

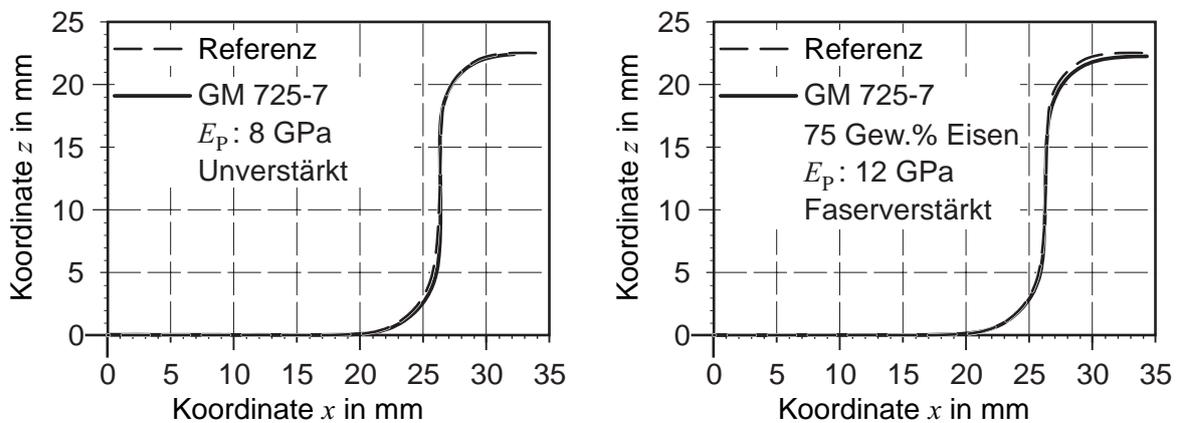


Abbildung 7.9: Schnitte der umgeformten Nöpfe aus HCT600X unter Verwendung der hybriden Tiefziehwerkzeuge

Nahaufnahmen der beiden hybriden Matrizen nach der Umformung der Nöpfe sind in 7.10 dargestellt. Schädigungen in der Spritzschicht sind nicht erkennbar. Dieses Ergebnis stimmt mit den Aussagen der numerischen Untersuchungen überein. Optisch können Bereiche auf der Spritzschicht mit Gleitkontakt zum Blech detektiert werden. Messungen der Rauheiten zeigen jedoch nahezu keinen Unterschied. So ist die gemittelte Rauheit  $R_z$  bei der unverstärkten Matrize vor und nach der Umformung der Nöpfe mit  $R_z = 13,7 \mu\text{m}$  bzw.  $R_z = 13,6 \mu\text{m}$  gleich im Rahmen der Messgenauigkeit.

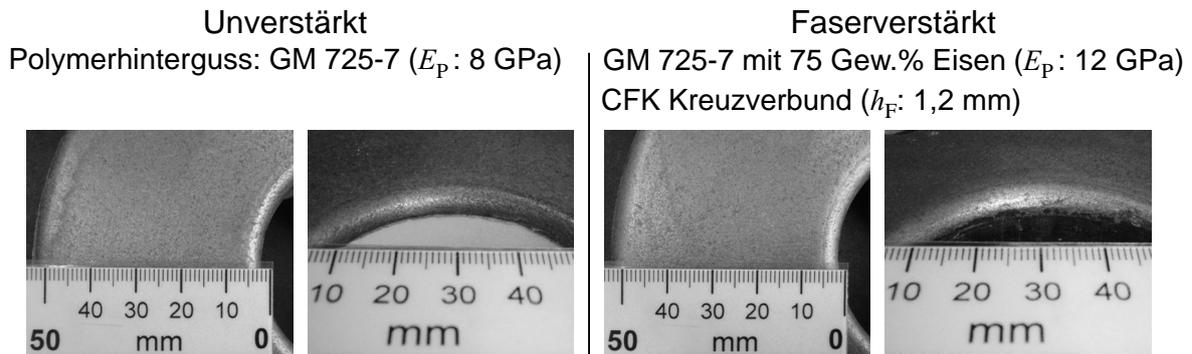


Abbildung 7.10: Hybride Tiefziehwerkzeuge nach der Umformung von Näpfen aus DC04 und HCT600X

Analog zu Kapitel 4.2 werden die Werkzeuge nach der Umformung der Näpfe mit einem optischen 3D-Scanner vermessen, 7.11. Der Vergleich mit der SOLL-Geometrie im Bereich der Ziehkante zeigt, dass Abweichungen von rund 0,1 mm am Ziehkanteneinlauf auftreten. Hierbei werden geringfügig niedrigere Werte im Falle der faserverstärkten Matrize erzielt. Die Ergebnisse stimmen mit Abbildung 4.23 überein, in der die Kontur von Werkzeugen ohne Beschichtung vermessen worden sind.

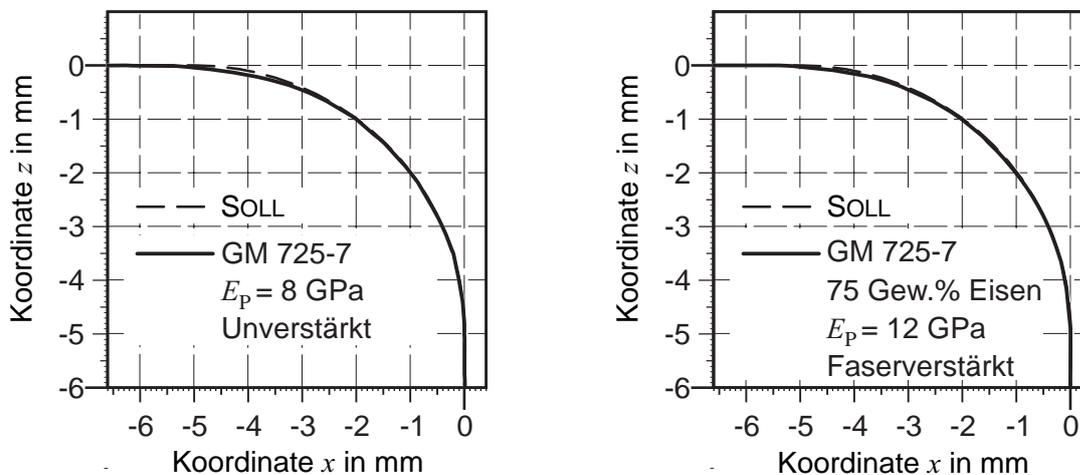


Abbildung 7.11: Kontur der Ziehradien der Matrizen der hybriden Tiefziehwerkzeuge nach der Umformung von DC04 und HCT600X

### 7.1.5 Fazit: Umformung von Napfgeometrien

In diesem Kapitel ist das Zusammenwirken der thermisch gespritzten Wirflächen und des polymeren Werkzeuggrundkörpers für einen einzelnen Tiefziehprozess anhand von Näpfen analysiert worden. Es konnte gezeigt werden, dass mit den hybriden Tiefziehwerkzeugen sowohl weicher Tiefziehstahl

als auch höherfester Stahl ohne Werkzeugbeschädigungen umgeformt werden kann. Hierzu ist eine Mindeststeifigkeit des Werkzeugs erforderlich. Der Einsatz von Faserverstärkung reduziert die Höhe der induzierten Spannungen in der Spritzschicht, wenn auch die Höhe der Steifigkeit des Werkzeuggrundkörpers sich stärker auf die Reduzierung der Spannungen auswirkt. Diese Charakteristik kann mittels eines entwickelten analytischen Ersatzmodells zur Beschreibung der Konditionen an der Ziehkante beschrieben werden.

## 7.2 Verhalten unter Dauerbelastung

In diesem Kapitel wird die Dauerbelastung der hybriden Tiefziehwerkzeuge bei der Umformung höherfester Stahlwerkstoffe untersucht. In Kapitel 6.2 konnte bereits gezeigt werden, dass sich die Verschleißbeständigkeit der Wirkflächen gegenüber reinen Polymerwerkzeugen durch den Einsatz der Spritzschicht aus Hartstoffen steigern lässt. Schwerpunkt in diesem Kapitel ist die Dauerbelastung des gesamten hybriden Werkzeugs.

### 7.2.1 Versuchseinrichtung

Für die Analyse der Dauerbelastung der hybriden Werkzeuge wird der am IUL konzipierte Verschleißversuchsstand verwendet, Abbildung 7.12. Bei diesem Versuchsstand wird über eine Haspel ein Spaltband abgehaspelt und einer Vorschubeinheit mit Richtapparat zugeführt. Die Vorschubeinheit schiebt das Spaltband in Abhängigkeit des Taktes der Exzenterpresse in Richtung Tiefziehwerkzeug. Zur Sicherstellung einer gleichmäßigen Schmierstoffzufuhr dient ein vorgeschalteter Rollenbeöler mit gesteuerter Dosiereinheit. Im Arbeitshub der Presse wird zunächst eine Ronde mit einem Durchmesser von  $D_0 = 120$  mm gestanzt und anschließend im selben Arbeitshub ein Napf umgeformt. Hierzu weist das Tiefziehwerkzeug einen gehärteten Schneidring auf, welcher gleichzeitig als Aufnahme für die zu untersuchende Matrize dient. Im Anschluss an den Arbeitshub wird der Napf entnommen und die Reste des Spaltbandes im nachfolgenden Vorschub mittels Schrottschere zerkleinert. Bei der Presse handelt es sich um eine Schnellläufer-Exzenterpresse der Fa. SCHULER, welche über eine maximale Presskraft von 630 kN verfügt.

Die Werkzeuggeometrie zur Herstellung der Näpfe für die Untersuchung zur Dauerbelastung der hybriden Tiefziehwerkzeuge ist in Abbildung 7.13 dargestellt. Bei diesen Untersuchungen wird nur die Matrize getestet, da diese den höchsten Kontaktspannungen ausgesetzt ist. Sowohl der Stempel als auch der Schneidring sind aus einsatzgehärtetem Werkzeugstahl 1.2379 hergestellt. Die Ziehtiefe beträgt  $z_t = 27$  mm. Als Schmierstoff wird BERUFORM 765 der Fa. CARL BECHEM GMBH verwendet. Es wird eine Herstellung von 1 000 Näpfen ohne Werkzeugbeschädigung angestrebt.

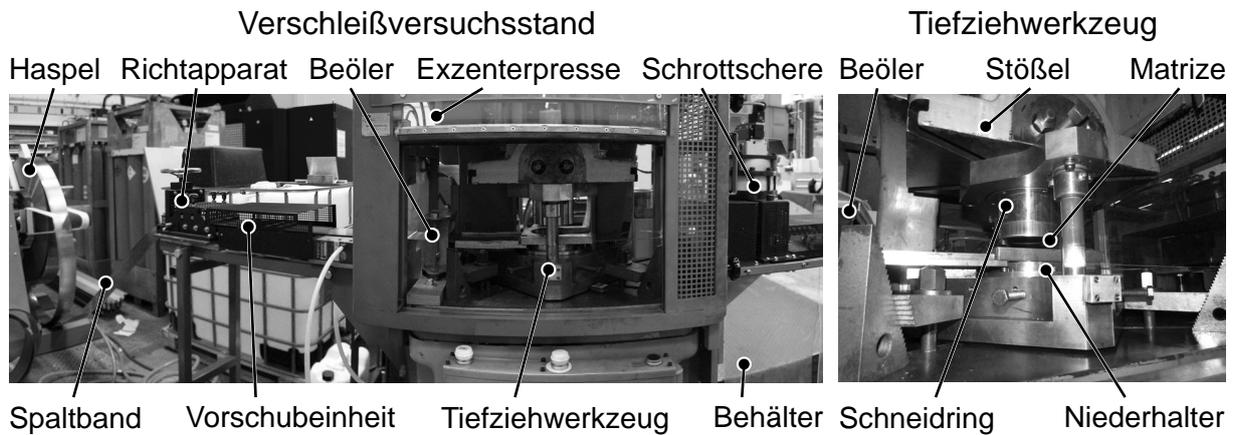


Abbildung 7.12: Versuchsanlage am IUL für Verschleißuntersuchungen mit Napfgeometrien

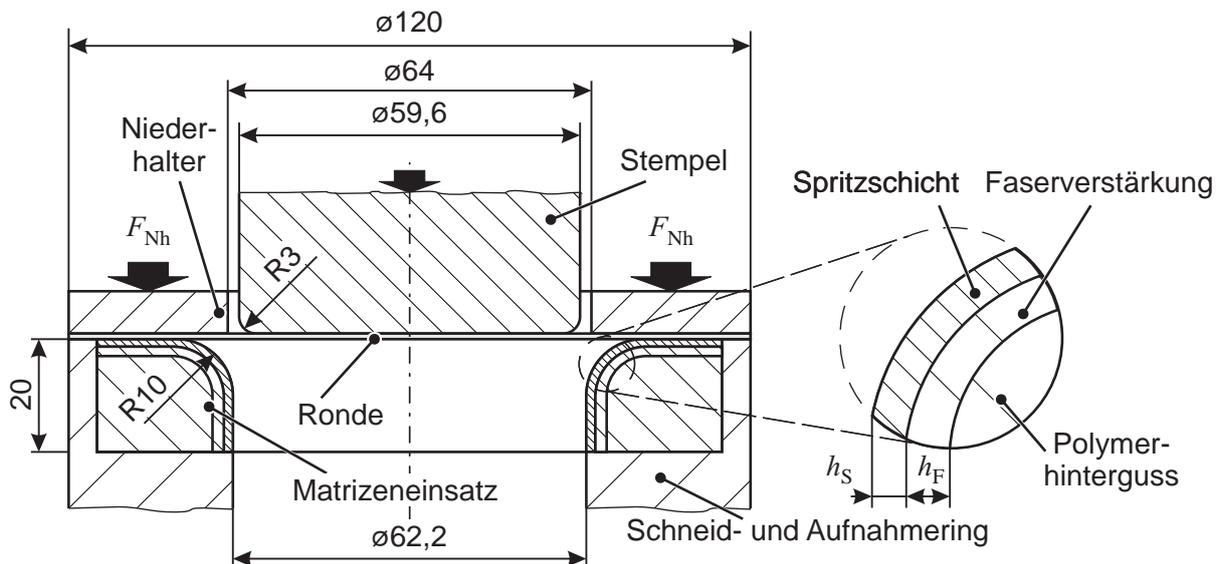


Abbildung 7.13: Werkzeuggeometrie zur Umformung von Näpfen für die Untersuchung des Verschleißverhaltens der hybriden Tiefziehwerkzeuge

Im Rahmen dieser Untersuchungen wird der höherfeste Stahlwerkstoff HC380LA eingesetzt. Die Kennwerte und Fließkurve dieses Werkstoffs sind in 7.1 bzw. Abbildung 7.14 angegeben. Wie in Kapitel 4.2 wird auch hier der Ansatz nach SWIFT zur Extrapolation der Fließkurve verwendet.

### 7.2.2 Eingesetzte Werkzeuge

Für die Auslegung der hybriden Matrize werden numerische Voruntersuchungen mittels der Finite-Elemente-Methode durchgeführt. Der Aufbau der Simulation entspricht hierbei weitestgehend demjenigen der Simulationen im vorherigen Kapitel, sodass auf eine explizite Darstellung des

Tabelle 7.1: Kennwerte des eingesetzten Blechwerkstoffs HC380LA

Werkstoff	$\rho$	$s_0$	$E$	$R_m$	$R_{p0,2}$	$A_{80}$	$n$	Anisotropie		
	in $\frac{\text{kg}}{\text{dm}^3}$	in mm	in GPa	in MPa	in MPa	in %		$r_0$	$r_{45}$	$r_{90}$
HC380LA	7,86	1	202	530	402	23	0,13	0,95	1,47	0,97

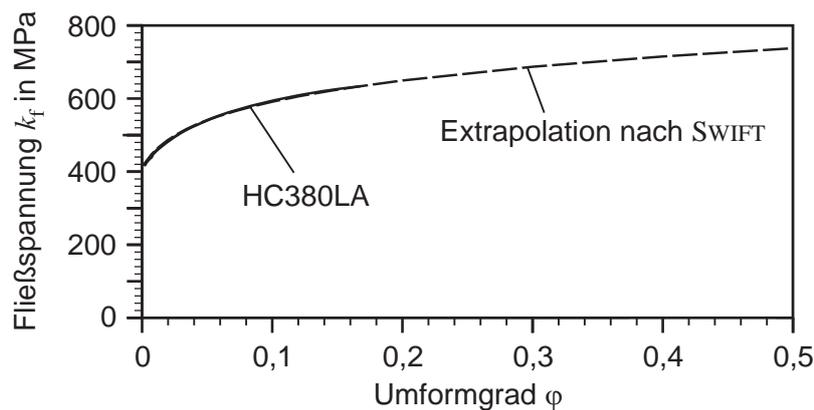


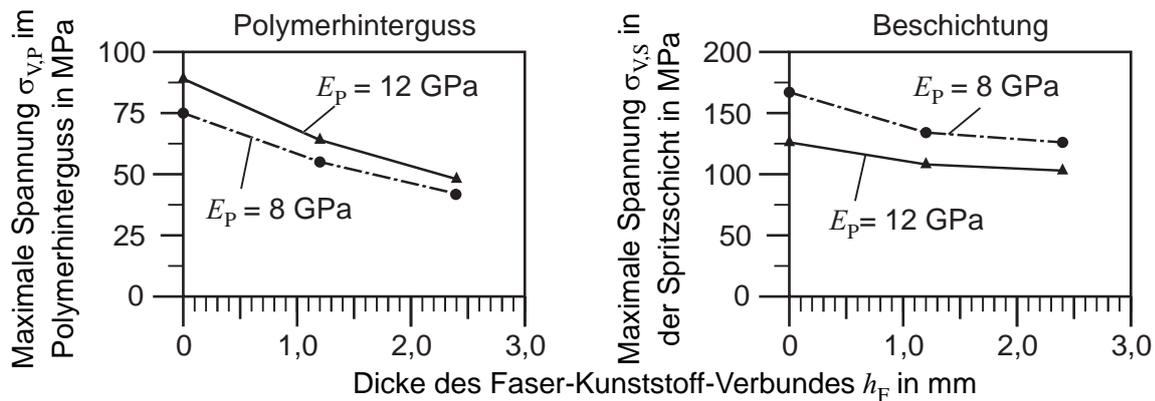
Abbildung 7.14: Fließkurven des eingesetzten Blechwerkstoffs HC380LA

Modells verzichtet wird. Die Bestimmung einer geeigneten Niederhalterkraft ( $F_{Nh} = 30 \text{ kN}$ ) erfolgt mittels Simulationen, bei denen die Werkzeuge als Starrkörper ausgeführt sind.

Im Rahmen dieser Voruntersuchungen wird der  $E$ -Modul des Polymerhintergusses zwischen  $E_P = 8 \text{ GPa}$  und  $E_P = 12 \text{ GPa}$  variiert. Wie die Untersuchungen des vorherigen Kapitels 7.1 gezeigt haben, führt ein niedrigerer  $E$ -Modul zu überhöhten Spannungen in der Beschichtung. Als Laminattyp wird durchgängig der Typ Kreuzverbund verwendet, da dieser im Vergleich zu den anderen Laminattypen das größte Potenzial zur Spannungsreduzierung sowohl in der Beschichtung als auch im Polymerhinterguss bietet. Die Dicke der Faserverstärkung  $h_F$  wird in den Stufen 1,2 mm und 2,4 mm gewählt.

Die berechneten Spannungen des Polymerhintergusses  $\sigma_{V,P}$  und der Beschichtung  $\sigma_{V,S}$  sind in Abbildung 7.15 gezeigt. Die Charakteristika der Spannungsverläufe entsprechen dabei denjenigen in den Untersuchungen der Kapitel 4.2 und 7.1. Basierend auf diesen Berechnungen wird für die Untersuchung zur Dauerbelastung der Polymerhinterguss mit einem  $E$ -Modul von  $E_P = 12 \text{ GPa}$  und einer Dicke  $h_F$  der Faserverstärkung von 1,2 mm ausgewählt.

Die hergestellte Matrize des hybriden Tiefziehwerkzeugs ist in Abbildung 7.16 gezeigt. Zum Vergleich werden die Belastungsversuche auch mit einem Werkzeug aus dem Werkzeugstahl 1.2379, dessen Oberfläche auf 60 HRC einsatzgehärtet wurde, und einem unverstärkten Polymerwerkzeug

Abbildung 7.15: Berechnete Vergleichsspannungen  $\sigma_{V,P}$  und  $\sigma_{V,S}$  bei der Umformung von HC380LA

Hybrides Tiefziehwerkzeug  
Beschichtete Wirkfläche

Stahlwerkzeug (1.2379)  
Einsatzgehärtet auf 60 HRC

Polymerwerkzeug Epoxidharz  
Hinterguss: Polyurethan



Faserverstärkung:  
CFK Kreuzverbund  $h_F = 1,2$  mm  
Polymerhinterguss:  
GM 725-7 mit 75 Gew.% Eisen

Oberfläche:  
Epoxidharz  $h \approx 0,2$  mm  
Polymerhinterguss:  
GM 725-7 mit 75 Gew.% Eisen

Abbildung 7.16: Matrizen für die Ermittlung der Standzeit der Werkzeuge

durchgeführt. Das Polymerwerkzeug besteht hierbei aus einem Polymerhinterguss aus Polyurethan mit einem  $E$ -Modul von  $E_P = 12$  GPa. Für die Oberfläche wird ein Epoxidharz eingesetzt, welches eine im Vergleich zu Polyurethan höhere Verschleißbeständigkeit hat (vgl. Kapitel 6.2). Gegen ein reines Werkzeug nur aus Epoxidharz spricht der geringere  $E$ -Modul von  $E_P = 2$  GPa.

Die Analyse der Dauerbelastung erfolgt in der Auswertung der maximalen Formabweichung  $\Delta a_{max}$ , welche mit 3D-Scanner analog zu Kapitel 6.2 ermittelt wird, und der Rautiefe der Werkzeuge sowie durch mikroskopische Aufnahmen der Werkzeugoberfläche jeweils nach 200 gezogenen Näpfen. Zusätzlich wird die Geometrie der Näpfe vermessen.



Abbildung 7.17: Matrizen nach 1 000 bzw. 200 gezogenen Nöpfen aus HC380LA

### 7.2.3 Ergebnisse

Mit dem hybriden Tiefziehwerkzeug und dem gehärteten Stahlwerkzeug kann die angestrebte Stückzahl von 1 000 Nöpfen ohne Werkzeugbeschädigung erreicht werden, Abbildung 7.17. Im Falle des unverstärkten Polymerwerkzeugs werden die Versuche nach 200 hergestellten Nöpfen abgebrochen. Das Werkzeug zeigt sowohl Beschädigungen im Flansch als auch im Bereich der Ziehkante. Hier sind Verfärbungen und oberflächliche Ablösungen des Epoxidharzes zu erkennen. Im Bereich des Flansches sind milchig schimmernde Stellen erkennbar, die auf einen Verlust der Haftung zwischen Polymerhinterguss und Oberflächenharz deuten.

Die maximalen Formabweichungen  $\Delta a_{max}$  an der Ziehkante für die verschiedenen Matrizen sind im linken Teil der Abbildung 7.18 dargestellt. Auch quantitativ zeigt sich hier die geringe Anzahl an Belastungszyklen für die unverstärkte Polymermatrize. Die niedrigsten Formabweichungen werden bei der Matrize aus gehärtetem Stahl gemessen,  $\Delta a_{max} = 0,03$  mm. Nach 1 000 Nöpfen liegt die Formabweichung der hybriden Matrize bei  $\Delta a_{max} = 0,07$  mm. Sowohl für das Werkzeug aus gehärtetem Stahl als auch für das Hybridwerkzeug ergibt sich ein linearer Verschleiß.

Die Ergebnisse der Rauheitsmessung in Abbildung 7.18 im Bereich des Ziehkanteneinlaufes zeigen, dass beim gehärteten Stahl die gemittelte Rautiefe  $R_z$  über die Versuchsdauer nahezu konstant bleibt. Im Falle des hybriden Tiefziehwerkzeugs schwankt der  $R_z$ -Wert, was auf die Porosität der Beschichtung und die daraus resultierende Sensitivität bei der Bestimmung der Rauheit zurückzuführen ist. Im Mittel ist eine leicht abnehmende Rauheit erkennbar. Beim Werkzeug aus Epoxidharz verringert sich die Rauheit.

Die mikroskopischen Aufnahmen der Werkzeugoberfläche am Ziehkanteneinlauf sind in Abbildung 7.19 gezeigt. Mit zunehmender Anzahl gezogener Nöpfe zeigen sich bei den hybriden und gehärteten Matrizen mikroskopische Riefen in Ziehrichtung. Beim gehärteten Werkzeug sind darüber hinaus

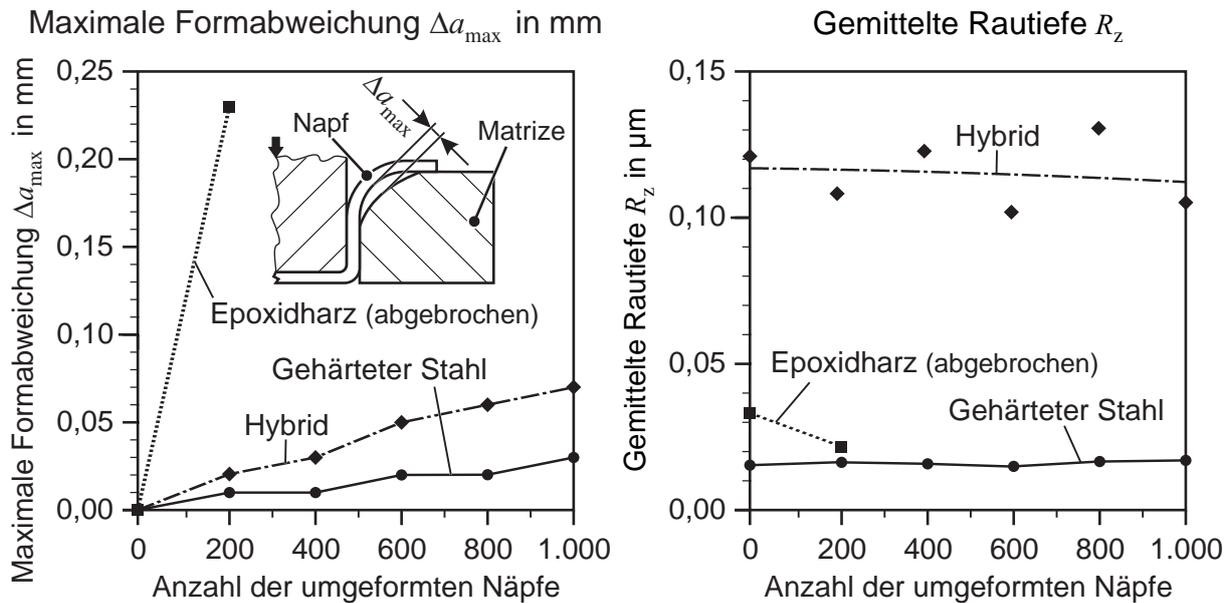


Abbildung 7.18: Maximale Formabweichung  $\Delta a_{max}$  und gemittelte Rautiefe  $R_z$  der Matrizen in Abhängigkeit von der Anzahl gezogener Näpfe aus HC380LA

in den mikroskopischen Aufnahmen Kreisbögen zu erkennen. Diese sind ein Resultat der spanenden Bearbeitung und daher nicht relevant. Die Unterschiede zwischen den Verläufen der Rauheitsmessung und den mikroskopisch sichtbaren Riefen sind auf die Mittlung bei der Bestimmung der Rautiefe  $R_z$  zurückzuführen. Es zeigt sich, dass die Rauheitsmessung nur unzureichend den Verschleiß der Werkzeugoberflächen beschreiben kann.

Auch zum Initialzustand des Polymerwerkzeugs sind Bearbeitungsspuren der Negativform in der mikroskopischen Aufnahme zu erkennen. Nach 200 gezogenen Näpfen ist diese Charakteristik nur im Ansatz noch sichtbar. Ursache hierfür ist der hohe Verschleiß der Oberfläche (vgl. Abbildung 7.18).

Hergestellte Näpfe zu unterschiedlichen Zeitpunkten unter Einsatz des hybriden Tiefziehwerkzeugs sind in Abbildung 7.20 dargestellt. Optisch ist zwischen den Näpfen kein signifikanter Unterschied erkennbar.

Dieses Ergebnis zeigt sich auch in den gemessenen Schnitten umgeformter Näpfe zu verschiedenen Zeitpunkten, Abbildung 7.21. Die Abweichungen von der SOLL-Geometrie sind jeweils marginal und liegen im Rahmen der Toleranz bzw. können auf Rückfederungseffekte zurückgeführt werden.

#### 7.2.4 Analyse

Wie die mikroskopischen Aufnahmen zeigen, tritt bei allen Werkzeugen unterschiedlich starker abrasiver Verschleiß auf. Eine Korrelation mit den Rauheitsmessungen ist allerdings nur bedingt gegeben.

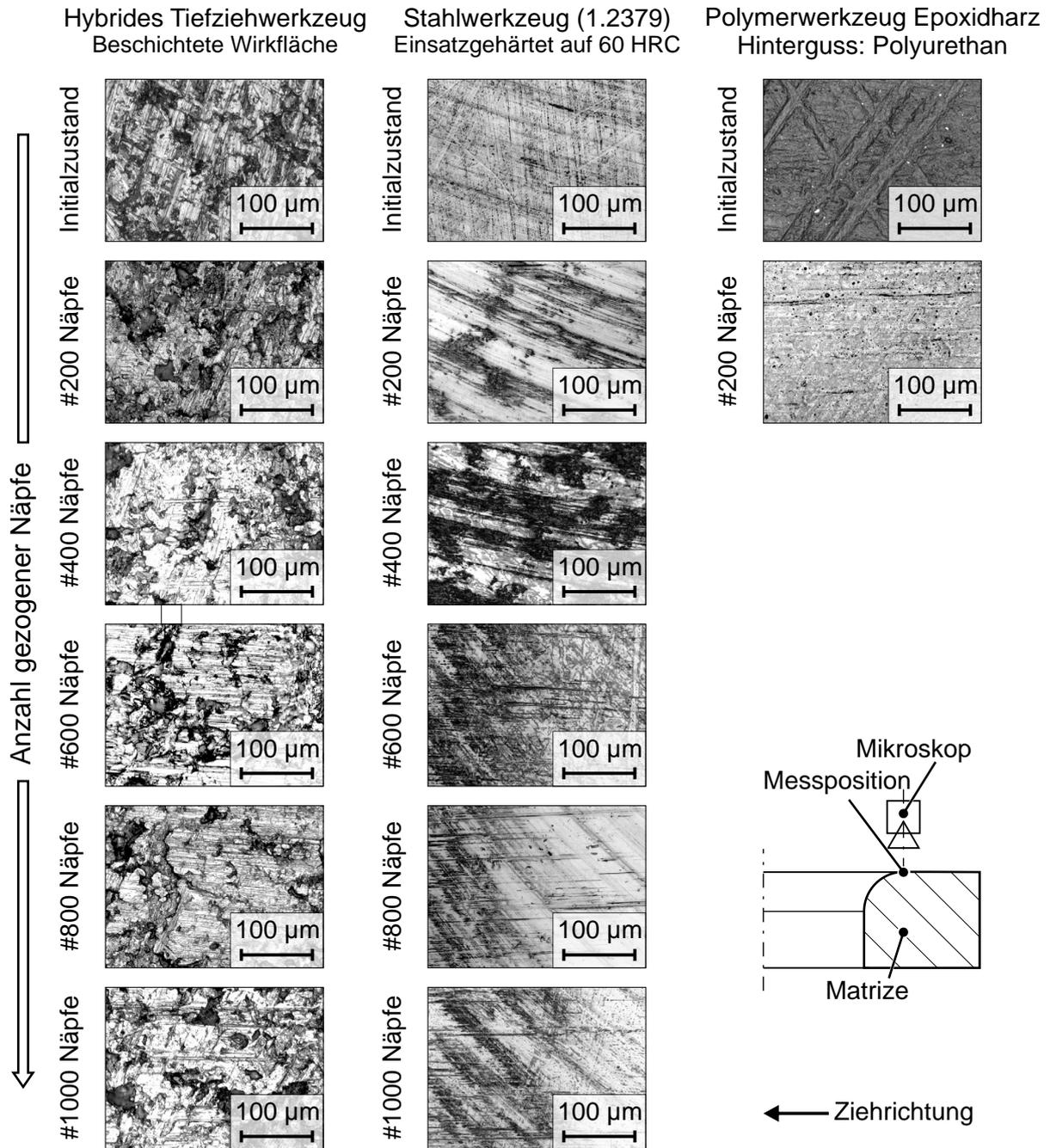


Abbildung 7.19: Mikroskopische Aufnahmen verschiedener Matrizen am Ziehkanteneinlauf in Abhängigkeit von der Anzahl gezogener Näpfe



Abbildung 7.20: Mit hybridem Tiefziehwerkzeug umgeformte Näpfe aus HC380LA zu verschiedenen Zeitpunkten

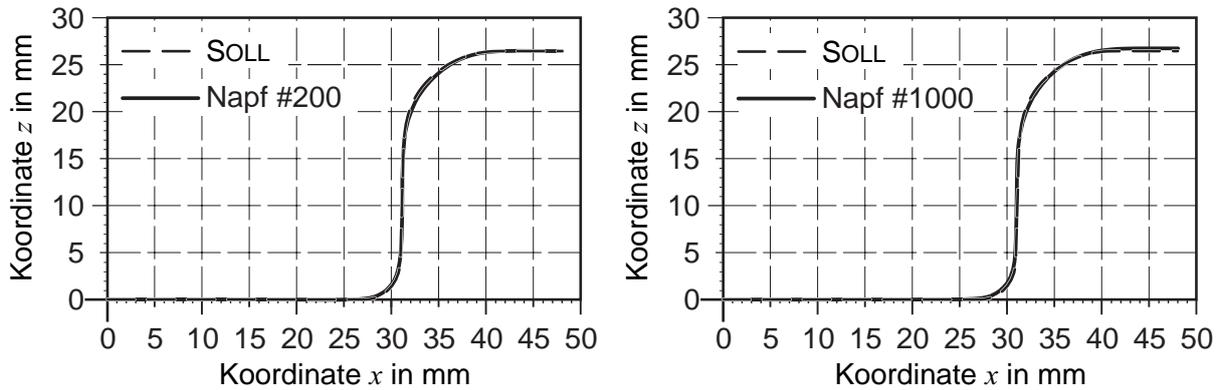


Abbildung 7.21: Schnitte der mit hybridem Tiefziehwerkzeug umgeformten Näpfe Nr. 200 und Nr. 1000 aus HC380LA

Neben abrasivem Verschle ist aufgrund der Messungen der Formänderungen zusätzlich von lokalen plastischen Verformungen auszugehen. Beim hybriden Werkzeug sind diese so gering, dass sich keine Auswirkungen auf die gezogenen Blechformteile ergeben. Im Falle des unverstärkten Polymerwerkzeugs bewirken die Prozesskräfte Abplatzungen und eine Verringerung der Haftung zwischen dem Oberflächenharz und dem Polymerhinterguss.

**7.2.5 Fazit: Verhalten unter Dauerbelastung**

In diesem Kapitel wurde das Verhalten des hybriden Tiefziehwerkzeugs unter Dauerbelastung bei der Umformung von Näpfen aus höherfestem Stahl untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass die angestrebte Stückzahl erreicht werden kann. Gegenüber einem gehärteten Stahlwerkzeug zeigt sich ein etwas höherer Verschle, welcher sich jedoch nicht auf die Qualität der gezogenen Blechformteile auswirkt. Ein Referenzwerkzeug aus unverstärktem und unbeschichtetem Polymer versagte bereits bei der Umformung eines Fünftels der angestrebten Stückzahl.

### 7.3 Demonstratorwerkzeug

In diesem Kapitel wird die Übertragbarkeit der Ergebnisse des Einsatzverhaltens der hybriden Tiefziehwerkzeuge bei der Umformung einfacher Napfgeometrien auf die Herstellung von komplexeren Blechformteilen untersucht.

#### 7.3.1 Werkzeuggeometrie

Die herzustellende Geometrie des Blechformteils ist in Abbildung 7.22 dargestellt. Bei dieser Geometrie handelt es sich um die Demonstratorgeometrie, welche im Rahmen des Sonderforschungsbereichs SFB 708, eingerichtet durch die DFG, entwickelt worden ist. Diese Geometrie ist an die B-Säule eines Fahrzeugs angelehnt und weist im seitlichen Bereich partiell Geometrien, welche durch Freiformflächen beschrieben werden, auf.

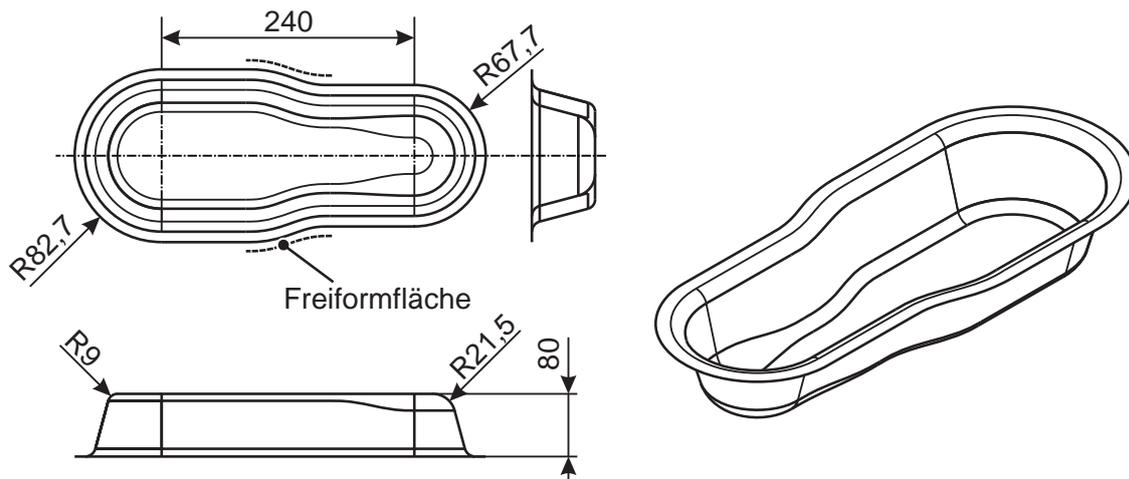


Abbildung 7.22: Abmessungen des Blechformteils der Demonstratorgeometrie

Die Stempelgeometrie zur Herstellung dieser Blechformteile ist bereits in Kapitel 5.4 in Abbildung 5.32 gezeigt worden. Die Abmessungen der zugehörigen Matrize sind in Abbildung 7.23 zu finden. Die Matrize ist nach unten offen gestaltet.

#### 7.3.2 Werkzeugauslegung

Die Werkzeugauslegung erfolgt anhand von numerischen Simulationen mittels der Finiten-Elemente-Methode, Abbildung 7.24. Der Aufbau des Modells ist dabei analog zu den Untersuchungen in Kapitel 7.1. Für die Umformung werden die Stähle DC04 und HCT600X eingesetzt. Mittels numerischer

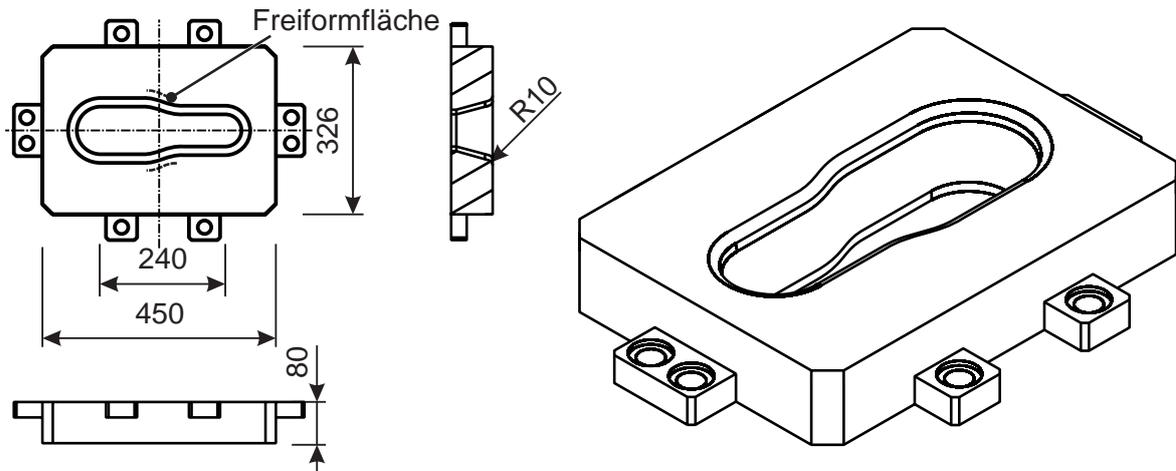


Abbildung 7.23: Abmessungen der Matrize des hybriden Tiefziehwerkzeugs

Voruntersuchungen anhand von starr modellierten Werkzeugen werden die Niederhalterkräfte zu  $F_{Nh} = 120 \text{ kN}$  für den DC04 und zu  $F_{Nh} = 220 \text{ kN}$  für den HCT600X bestimmt.

Solver: LS-DYNA

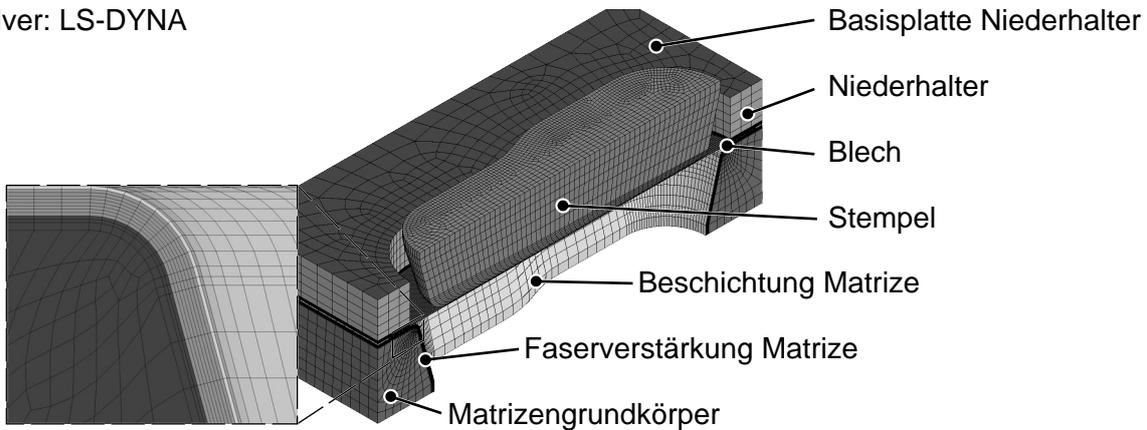


Abbildung 7.24: Finite-Elemente-Modell zur Simulation des Tiefziehens von Näpfen mit hybridem Tiefziehwerkzeug

Innerhalb der numerischen Untersuchungen werden der  $E$ -Modul des Polymerhintergusses und die Dicke der Faserverstärkung, basierend auf den Erkenntnissen aus Kapitel 7.1, variiert.

Eine repräsentative farbliche Darstellung der Spannungsverteilung  $\sigma_V$  nach VON MISES für den Polymerhinterguss und die Beschichtung sind in Abbildung 7.25 gezeigt. Bei der dargestellten Konfiguration handelt es sich um einen Polymerhinterguss mit einem  $E$ -Modul von 8 GPa und einer Faserverstärkung von  $h_F = 2,4 \text{ mm}$ . Die berechnete Spannungsverteilung zeigt, dass die höchsten Spannungswerte an den Rundungen im Bereich der Ziehkante auftreten.

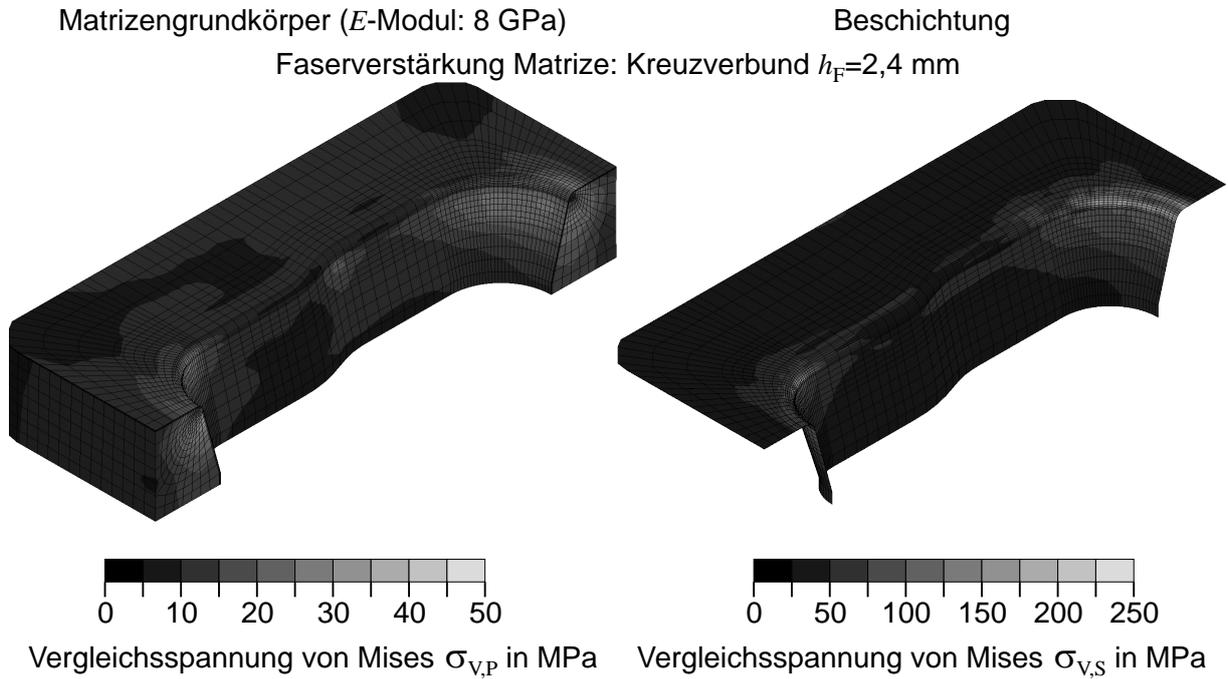


Abbildung 7.25: Farbliche Darstellung der numerisch berechneten Vergleichsspannungen  $\sigma_{V,P}$  und  $\sigma_{V,S}$  für das hybride Tiefziehwerkzeug bei der Umformung von HCT600X

Die jeweils höchsten Vergleichsspannungen im Polymerhinterguss und in der Beschichtung sind in Abbildung 7.26 gezeigt. Wie auch in den Ergebnissen in Kapitel 7.1 dargestellt, verringern sich auch hier sowohl im Polymerhinterguss als auch in der Beschichtung die induzierten Spannungen. Dies ist insbesondere beim Polymerhinterguss erforderlich, um so niedrigere Spannungen gegenüber der Druckfließgrenze des Polymers zu erzielen.

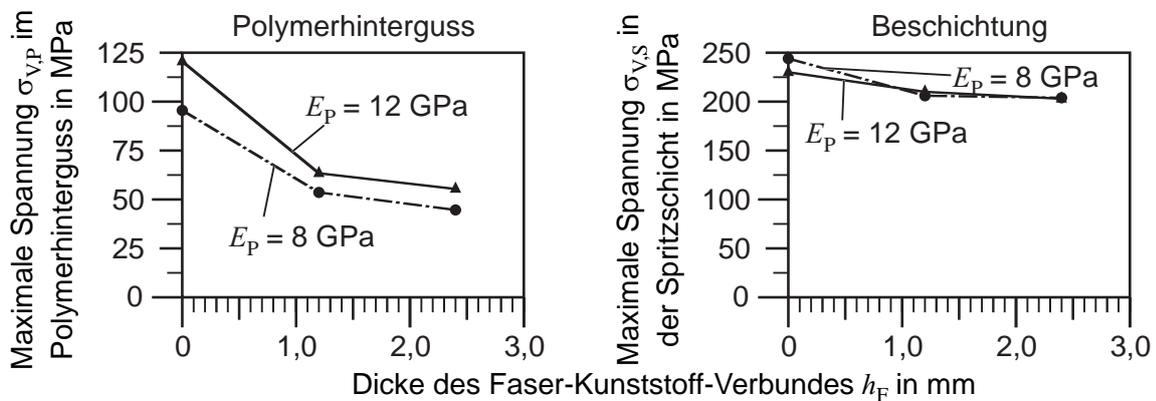


Abbildung 7.26: Numerisch berechnete Vergleichsspannungen  $\sigma_{V,P}$  und  $\sigma_{V,S}$  bei der Umformung von HCT600X

Basierend auf den numerischen Untersuchungen wird als Polymerhinterguss das Polyurethan PUR GM 725-7 / PUR 13 verwendet, welches einen  $E$ -Modul von  $E_P = 8 \text{ GPa}$  aufweist, Abbildung 7.27. Die Dicke der CFK-Faserverstärkung im Kreuzverbund liegt bei  $h_F = 2,4 \text{ mm}$ . Bereiche niedriger Kontaktspannungen sind nicht beschichtet. Basierend auf den Erkenntnissen aus Kapitel 6.2 ist in diesen Bereichen die Verwendung von Aramidgewebe ausreichend. Hierdurch kann der Herstellungsprozess des hybriden Tiefziehwerkzeugs wesentlich vereinfacht werden, da auf eine aufwendige Bahnplanung des Roboters zur Führung der Spritzpistole verzichtet werden kann. Der eingesetzte Stempel entspricht Abbildung 5.34. Die Werkzeuge werden ohne weitere Behandlung der Wirkfläche eingesetzt. Zur Erzielung einer ebenen Auflagenfläche sind die Rückseiten der Werkzeuge plangefräst.

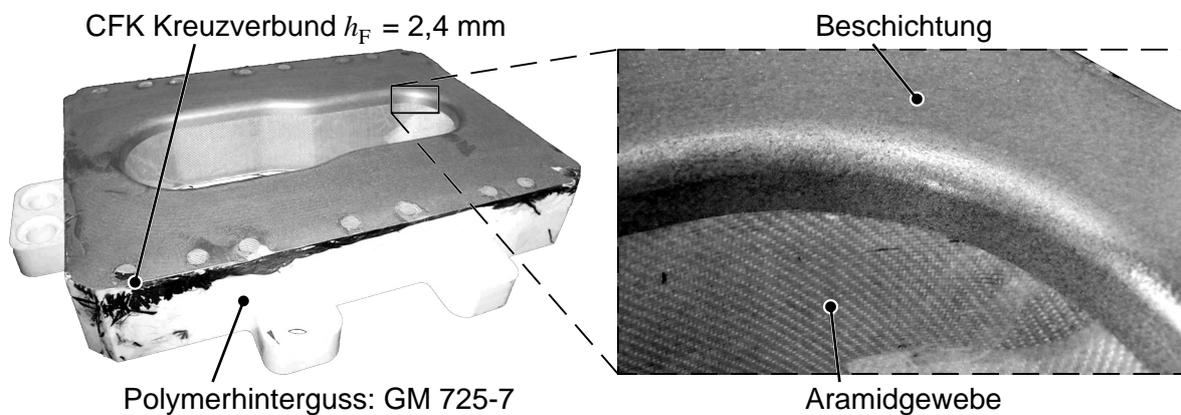


Abbildung 7.27: Matrize des hybriden Tiefziehwerkzeugs

### 7.3.3 Umformversuche

Die Umformversuche finden auf einer zweifach wirkenden hydraulischen 1000 kN-Pressen der Fa. SCHULER AG statt. Das eingesetzte Tiefziehöl ist BERUFORM der Fa. CARL BECHEM GMBH. Neben dem hybriden Tiefziehwerkzeug wird zum Vergleich ein Tiefziehwerkzeug aus Stahl 1.2312 verwendet.

Umgeformte Blechformteile der Demonstratorgeometrien aus DC04 und HCT600X sind in Abbildung 7.28 gezeigt. Beschädigungen der Oberfläche oder des Grundkörpers der hybriden Tiefziehwerkzeuge können nicht festgestellt werden. Im Falle des Referenzwerkzeugs aus Stahl bilden sich bei der Umformung des höherfesten Stahls HCT600X Falten im Flanschbereich der Rundungen auf. Die entsprechenden Blechformteile, die mit dem hybriden Tiefziehwerkzeug umgeformt wurden, weisen hingegen keine Falten auf. Das Referenzwerkzeug aus Stahl hat gegenüber dem hybriden Tiefziehwerkzeug aufgrund des höheren  $E$ -Moduls von Stahl eine höhere Steifigkeit. Wie in Kapitel

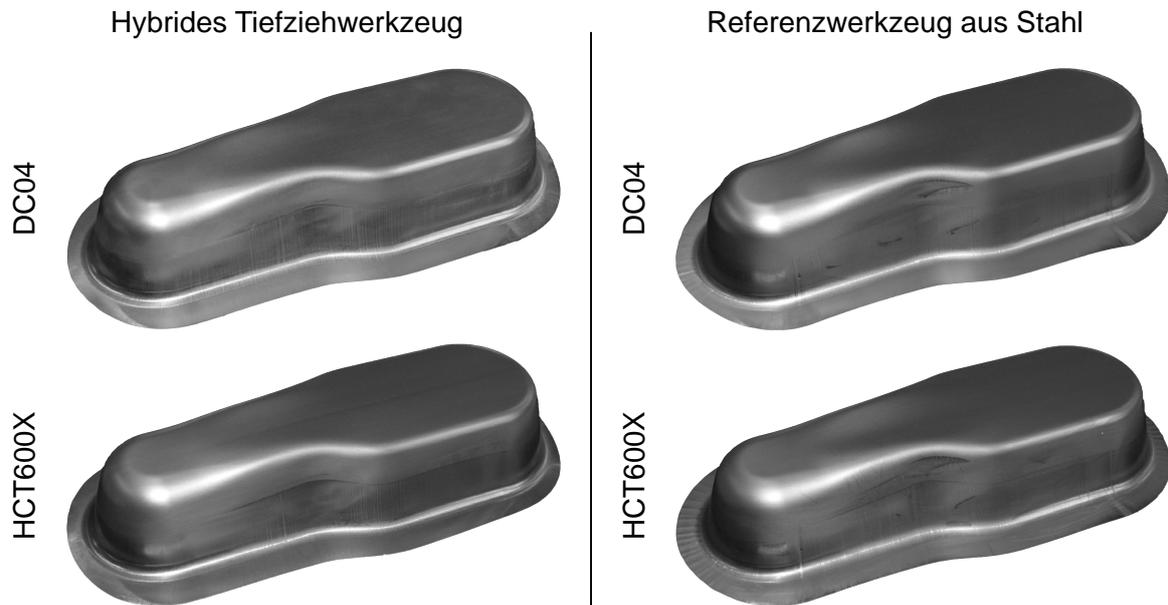


Abbildung 7.28: Blechformteile aus DC04 und HCT600X, hergestellt mit hybridem und Referenz Tiefziehwerkzeug

2.5.1 gezeigt, führt eine niedrigere Werkzeugsteifigkeit zu einer adaptiven Verteilung der Flächenpressung. Zum einen können durch die Nachgiebigkeit die technologisch bedingten Unterschiede in der Blechdicke zwischen seitlichem Flanschbereich und dem Flanschbereich in den Rundungen kompensiert werden, zum anderen können Fertigungsungenauigkeiten und ungleichmäßig eingeleitete Kräfte besser ausgeglichen werden. Der Einsatz der beiden Werkzeugtypen führt in etwa zur gleichen Oberflächengüte.

Mit dem 3D-Scanner ermittelte Schnitte von Blechformteilen aus HCT600X sind in Abbildung 7.29 gezeigt. Zum Vergleich sind die SOLL-Verläufe an den entsprechenden Stellen dargestellt, welche aus den CAD-Daten der Geometrie des Blechformteils stammen. Sowohl mit dem Einsatz des Referenzwerkzeugs als auch mit dem hybriden Tiefziehwerkzeug kann die SOLL-Geometrie nicht erreicht werden. Die Werkzeuge verursachen hierbei ähnlich hohe Abweichungen. Die größten Formabweichungen treten hierbei im Bereich der Geometrie der Freiformfläche und des Schnittes *A* auf. Entlang dem Schnitt *C* wird die SOLL-Geometrie nahezu erreicht. Ursache für die Formabweichungen gegenüber der CAD-Geometrie sind sowohl Rückfederungseffekte, die Heterogenität des Werkstoffflusses im Flanschbereich und der nicht vorhandene Boden der Matrize (vgl. 7.3.1). Für die hier durchgeführten Untersuchungen ist die Kompensation dieser Effekte nicht relevant, da die Formabweichungen, verursacht durch die beiden Werkzeuge, annähernd gleich sind; sie wird daher vernachlässigt.

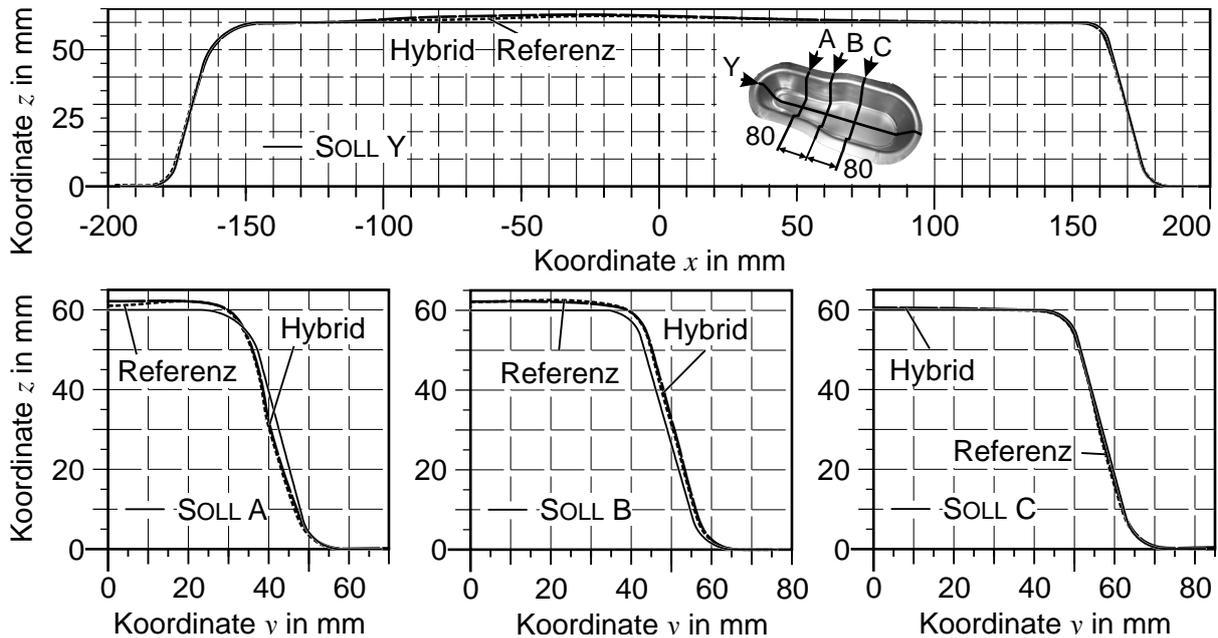


Abbildung 7.29: Schnitte der umgeformten Demonstrator-Blechformteile aus HCT600X

### 7.3.4 Fazit: Demonstratorwerkzeug

In diesem Kapitel wurde die Übertragbarkeit der Untersuchungsergebnisse des hybriden Tiefziehwerkzeugs an einfachen Napfgeometrien auf komplexere Blechformteile untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass die in den vorherigen Kapiteln getroffenen Aussagen auch bei komplexerer Geometrie gültig sind. Blechformteile aus höherfestem Stahlwerkstoff können ohne Werkzeugbeschädigung mittels des hybriden Tiefziehwerkzeugs umgeformt werden. Die Genauigkeit der hergestellten Geometrien ist dabei mit konventionellen Stahlwerkzeugen vergleichbar. Vorteilhaft gegenüber diesen Werkzeugen wirkt sich eine höhere Nachgiebigkeit des hybriden Tiefziehwerkzeugs im Flanschbereich aus, welche zu einer günstigen Verteilung der Flächenpressung führt. Hierdurch konnte eine Faltenbildung bei der Herstellung von Blechformteilen aus HCT600X – bei ansonsten gleichen Prozessparametern – im Falle des hybriden Tiefziehwerkzeugs im Gegensatz zum Referenzwerkzeug verhindert werden.

## 7.4 Zusammenfassung Kapitel 7

Im Rahmen dieses Kapitels wurde das Zusammenwirken aller Komponenten unter Prozessbedingungen, basierend auf den Erkenntnissen der vorherigen Betrachtungen der einzelnen Komponenten des hybriden Tiefziehwerkzeugs, untersucht.

Die Ergebnisse zeigen, dass das hybride Tiefziehwerkzeug für die Umformung sowohl weicher Tiefziehstähle als auch höherfester Stahlwerkstoffe geeignet ist. Eine Mindeststeifigkeit des polymeren Werkzeuggrundkörpers ist hierfür eine zwingende Voraussetzung. Andernfalls wird die Beschichtung oberhalb ihrer Festigkeit belastet. Die Verwendung einer Faserverstärkung wirkt sich sowohl auf den Polymerhinterguss des Werkzeuggrundkörpers als auch auf die Beschichtung aus und reduziert die induzierten Spannungen. Hierbei sind nicht unidirektional ausgerichtete Laminattypen zu bevorzugen.

Untersuchungen zur Dauerbelastung zeigen, dass das hybride Tiefziehwerkzeug höhere Prozesszyklen als ein vergleichbares reines Polymerwerkzeug erzielen kann. Im Vergleich zu einem gehärteten Stahlwerkzeug sind die auftretenden Formabweichungen bei der untersuchten Stückzahl von umgeformten Werkstücken etwas höher. Dies wirkt sich im betrachteten Parameterraum allerdings nicht auf die Bauteilqualität aus. Demnach kann das hybride Tiefziehwerkzeug als geeignet für die angestrebte Seriengröße (Klein- bis Mittelserie) angesehen werden.

Diese Erkenntnisse lassen sich auf die Herstellung komplexerer Blechformteile übertragen. Die Genauigkeit der umgeformten Blechformteile durch das hybride Tiefziehwerkzeug ist vergleichbar mit derjenigen von Blechformteilen, umgeformt durch das Referenzwerkzeug aus Stahl. Gegenüber dem Referenzwerkzeug bietet das hybride Tiefziehwerkzeug den Vorteil einer adaptiven Flächenpressung aufgrund der im Vergleich niedrigeren Werkzeugsteifigkeit. Hierdurch besteht die Möglichkeit der Reduzierung von Werkzeugeinarbeitungszeiten (vgl. Kapitel 2.5.1).

## 8 Zusammenfassung und Ausblick

### 8.1 Zusammenfassung der Arbeit

Ziel dieser Arbeit war die Entwicklung eines hybriden Tiefziehwerkzeugs auf Polymerbasis, welches insbesondere für die Umformung höherfester Blechwerkstoffe im Bereich der Klein- und Mittelserienproduktion eingesetzt werden soll. Das hybride Tiefziehwerkzeug ist dabei in Differenzialbauweise mit einem polymeren Werkzeuggrundkörper und einer thermisch gespritzten Beschichtung als Verschleißschutz realisiert worden.

Die Untersuchungen zum polymeren Werkzeuggrundkörper zeigen, dass die Steifigkeit des Werkzeugs durch Zugabe von Füllstoffen und den Einsatz von Faserverstärkungen gesteigert werden kann. Steifigkeiten konventioneller Tiefziehwerkzeuge aus Stahl oder Gusseisen können allerdings nicht erzielt werden. Die Nachgiebigkeit des Werkzeuggrundkörpers unter Last wird insbesondere durch den  $E$ -Modul des Polymerhintergusses und weniger durch die Faserverstärkung bestimmt. Die Faserverstärkung hingegen führt zu einer Reduzierung der Spannungen im Polymerhinterguss, wobei die Höhe vom Laminattyp und der Dicke der Faserverstärkung abhängt. Hierdurch ergeben sich höhere Sicherheiten gegen Werkzeugversagen bei der Umformung höherfester Blechwerkstoffe. Polymere Tiefziehwerkzeuge weisen gegenüber konventionellen ein geringeres Gewicht auf. Dadurch besteht das Potenzial in der Energieeinsparung im Pressenbetrieb sowie in einer einfacheren Handhabung der Werkzeuge.

Zur Herstellung der thermisch gespritzten Wirkflächen wurde ein indirekter Beschichtungsprozess entwickelt, wodurch einerseits eine ausreichende Haftung der Beschichtung zum Werkzeuggrundkörper erreicht werden konnte und eine Nachbearbeitung der Beschichtung nach dem Spritzprozess nicht erforderlich ist.

Mittels tribologischer Untersuchungen konnte die Eignung der indirekt hergestellten Spritzschichten als Wirkflächen für Blechumformprozesse nachgewiesen werden. Hierbei zeigte sich, dass die Oberflächen des hybriden Tiefziehwerkzeugs eine zu konventionellen Stahlwerkstoffen vergleichbare Reibungscharakteristik aufweisen. Durch den Einsatz der Beschichtungen konnte die Verschleißbeständigkeit im Vergleich zu gewöhnlichen Polymerwerkzeugen signifikant gesteigert werden.

In umformtechnischen Untersuchungen konnte nachgewiesen werden, dass sich das hybride Tiefziehwerkzeug sowohl für die Umformung weicher Tiefziehstähle als auch höherfester Stahlgüten

eignet. Der Einsatz der Faserverstärkung reduziert dabei die auftretenden Spannungen im Polymerhinterguss und der Spritzschicht. Die erzielbaren Genauigkeiten der Blechformteile liegen im Bereich der Blechformteile, die mittels konventioneller Werkzeuge umgeformt wurden. Die in den Untersuchungen angestrebte Stückzahl von Blechformteilen aus höherfestem Stahlwerkstoff mittels des hybriden Tiefziehwerkzeugs konnte erzielt werden. Reine Polymerwerkzeuge versagten vorzeitig. In abschließenden Untersuchungen wurde der Nachweis der Übertragbarkeit der erzielten Erkenntnisse auf komplexere Werkzeuggeometrien erbracht. Hierbei zeigte sich, dass durch die höhere Nachgiebigkeit des hybriden Tiefziehwerkzeugs gegenüber einem vergleichbaren Stahlwerkzeug eine adaptive Flächenpressung erzielt wird. Dies bietet den Vorteil kürzerer Einarbeitungszeiten gegenüber konventionellen Werkzeugen.

Zusammenfassend konnte im Rahmen dieser Arbeit ein hybrides Tiefziehwerkzeug auf Polymerbasis entwickelt werden, welches einen ausreichenden Verschleißschutz und eine hinreichende Festigkeit für die Umformung höherfester Werkstoffe für die Klein- bis Mittelserie bietet. Diese Werkzeuge können aufgrund des Einsatzes von Polymerwerkstoffen und thermischer Spritzprozesse schneller im Vergleich zu konventionellen Werkzeugen realisiert werden. Überdies kann die höhere Elastizität des hybriden Werkzeugs Einarbeitungszeiten im Presswerk verkürzen.

## 8.2 Ausblick

Zukünftige Forschungsfelder des hybriden Tiefziehwerkzeugs liegen im Bereich der Analyse von Reparatur- und Recyclingkonzepten, in der Erhöhung der maximal ertragbaren Werkzeugbelastungen zur Umformung höchstfester Werkstoffe und in der Untersuchung des Potenzials der Nachgiebigkeit der hybriden Werkzeuge zur Erweiterung von Prozessfenstern und der Minimierung von Einarbeitungszeiten.

Ein mögliches Reparaturszenario ist die Entfernung der beschädigten Bereiche durch spanende Bearbeitung und die anschließende Aufbereitung durch Wiederverwendung der ursprünglichen Negativformen und Verkleben. Dieses und weitere Szenarien sind zu untersuchen und zu bewerten. Der zurzeit eingesetzte Polymerhinterguss kann zwar nicht recycelt werden, allerdings in geschreddeter Form wiederverwendet werden. Hier könnte in zukünftigen Arbeiten der Einsatz von biologisch abbaubaren Kunststoffen analysiert werden.

Der bisherige Einsatzbereich der hybriden Tiefziehwerkzeuge zielt auf höherfeste Blechwerkstoffe ab. Denkbar ist der Einsatz auch im Bereich höchstfester Werkstoffe. Hierzu wäre eine Steigerung der Festigkeiten in hochbelasteten Bereichen, wie z.B. im Ziehkantenbereich, erforderlich. Potenzial hier-

zu bietet der Einsatz von Faser-Kunststoff-Verbunden mit höherem Faservolumenanteil wie z.B. Pre-peggs oder konstruktive Maßnahmen wie der Einsatz von Faser-Kunststoff-Verbunden als Verrippung.

Des Weiteren sollte das Potenzial weiterverfolgt werden, Einarbeitungszeiten zu minimieren, welches die hybriden Tiefziehwerkzeuge aufgrund ihrer Nachgiebigkeiten bietet. So könnte durch die Steuerung der Werkzeugnachgiebigkeit mittels passiver oder aktiver Konstruktionselemente zwischen bzw. während Tiefziehoperationen der Werkstofffluss oder die Werkzeuggeometrie gezielt zur Herstellung von Gutteilen beeinflusst werden. Dies würde den Rapid-Tooling-Charakter des hybriden Tiefziehwerkzeugs weiter hervorheben.

Unabhängig vom hybriden Tiefziehwerkzeug ist der Einsatz der hier entwickelten Applizierung von Hartstoffschichten auf Kunststoffen auch in anderen Bereichen, wie z.B. für Sportgeräte, denkbar. So könnte bei Sportbooten aus Faser-Kunststoff-Verbunden durch die Verwendung der thermisch gespritzten Schichten die Verschleißbeständigkeit erhöht werden.



## Literaturverzeichnis

- [1] HORTIG, D.: Vom Design zum Blechbauteil - Prototypen für die Fahrzeugkarosserie. In: *8. Umformtechnisches Kolloquium Darmstadt, 2.-3. April, 2003*, S. 195–201
- [2] DANNENBERG, J. (Hrsg.); GEHR, F. (Hrsg.); HELLINGRATH, B. (Hrsg.); KLEINHANS, C. (Hrsg.): *Future Automotive Industry Structure (FAST) 2015 - die neue Arbeitsteilung in der Automobilindustrie, Materialien zur Automobilindustrie*. Bd. 32. Frankfurt: Verband der Automobilindustrie, 2004
- [3] BULLINGER, H. J.; WAGNER, K.; OHLHAUSEN, P.: Intellektuelles Kapital als wesentlicher Bestandteil des Wissensmanagements. In: KRALLMANN, K. (Hrsg.): *Wettbewerbsvorteile durch Wissensmanagement*. Stuttgart: Schäffer-Poeschel, 2000, S. 73–90
- [4] GEIGER, M.: Eröffnungsvortrag. In: *VDI-Berichte, Internationale Konferenz Hannover Blechbearbeitung, 22.-23. Oktober, 1996* Bd. 1277. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1996, S. 1–32
- [5] GROSSMANN, K.; WIEMER, H.; HARDTMANN, A.; PENTER, L.; KRIECHENBAUER, S.: Static compensation for elastic tool and press deformations during deep drawing. In: *Production Engineering - Research and Development* 4 (2010), S. 157–164
- [6] STALMANN, A.; WEIGERT, P.: Werkzeugtechnik der Zukunft - Anforderungen und Möglichkeiten. In: *Tagungsband des 29. EFB-Kolloquiums Blechverarbeitung, Bad Boll* Bd. 30, 2009, S. 93–106
- [7] DIN 8584-3; DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V. (Hrsg.): *Fertigungsverfahren Zugdruckumformen*. 2003
- [8] DOEGE, E.; BEHRENS, B.-A.: *Handbuch Umformtechnik*. Berlin Heidelberg: Springer, 2007
- [9] KLOCKE, F.; KÖNIG, W.: *Fertigungsverfahren*. Bd. 4. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 2006
- [10] OEHLER, G.; KAISER, F.: *Schnitt-, Stanz- und Ziehwerkzeuge*. 8. Auflage. Springer-Verlag, 2001
- [11] REISSNER, J.; SCHMIDT, W.: Tiefziehen. In: LANGE, K. (Hrsg.): *Umformtechnik: Blechbearbeitung* Bd. 3. Springer-Verlag, 1990, S. 311–382
- [12] SIMON, H.: *Rechnergestützte Ziehtheorieauslegung mit elementaren Berechnungsmethoden*, Universität Hannover, Dr.-Ing.-Dissertation, 1989
- [13] SIEBEL, E.: *Die Formgebung im bildsamen Zustande*. Düsseldorf: Verlag Stahleisen M.B.H., 1932
- [14] PANKNIN, W.: Die Grundlagen des Tiefziehens im Anschlag unter besonderer Berücksichtigung der Tiefziehprüfung. In: *Bänder Bleche Rohre* (1961), Nr. 6

## Literaturverzeichnis

---

- [15] MARCINIAK, Z.; DUNCAN, J.: *Mechanics of Sheet Metal Forming*. Edward Arnold, 1992
- [16] SPRINGUB, B.: *Semi-analytische Betrachtung des Tiefziehens rotationssymmetrischer Bauteile unter Berücksichtigung der Martensitevolution*, Universität Hannover, Dr.-Ing.-Dissertation, 2006
- [17] HORTIG, D.: *Werkzeugbeschichtungen mit Trockenschmierstoffeigenschaften für das Tiefziehen*, Technische Universität Darmstadt, Dr.-Ing.-Dissertation, 2000
- [18] PEREIRA, M.; DUNCAN, J.L.; YAN, W.; ROLFE, B. F.: Contact pressure evolution at the die radius in sheet metal stamping. In: *Journal of Materials Processing Technology* 209 (2009), S. 3532 – 3541
- [19] N.N.; TRIBOLOGIE E.V., Gesellschaft für (Hrsg.): *Tribologie Definitionen, Begriffe, Prüfung / Gesellschaft für Tribologie e.V. 2002 (7)*. – Forschungsbericht
- [20] BALBACH, R.: *Optimierung der Oberflächenmikrogeometrie von Aluminiumfeinblech für das Karosserieziehen*, Universität Stuttgart, Dr.-Ing.-Dissertation, 1988
- [21] WITTHÜSER, K.-P.: *Untersuchungen von Prüfverfahren zur Beurteilung der Reibungsverhältnisse beim Tiefziehen*, Universität Hannover, Dr.-Ing.-Dissertation, 1980
- [22] WAGNER, S.: *3D-Beschreibung der Oberflächenstrukturen von Feinblechen*, Universität Stuttgart, Dr.-Ing.-Dissertation, 1996
- [23] MÜLLER, J.: *Keramische Wirkflächen in Werkzeugen für die Blechumformung*, Universität Stuttgart, Dr.-Ing.-Dissertation, 2002
- [24] SCHOBER, R.: Tiefziehwerkzeuge mit gradierter Randschicht. In: *wt Werkstattstechnik online* 10 (2007), Nr. 97, S. 776–780
- [25] HEIDE, E. van d.; BURLAT, M.; BOLT, P. J.; SCHIPPER, D. J.: Wear of soft tool materials in sliding contact with zinc-coated steel sheet. In: *Journal of Materials Processing Technology* 141 (2003), S. 197–201
- [26] KELLER, K.; KOCH, F.: Beschichtete Umformwerkzeuge für die Blechverarbeitung. In: *Bänder Bleche Rohre* 32 (1991), Nr. 7, S. 42–49
- [27] BRUZZONE, A.; COSTA, H. L.; LONARDO, P. M.; A., Lucca D.: Advances in engineered surfaces for functional performance. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 57 (2008), S. 750–769
- [28] SIEGERT, K.; WAGNER, S.: 3D-Beschreibung der Oberflächenstrukturen von Feinblechen. In: *Blech Rohre Profile* 42 (1995), Nr. 6, S. 406–411
- [29] BALENDRA, R.; ROSOCHOWSKA, M.; CHODNIKIEWICZ, K.; SCHMITH, R.: Preliminary Assessment of the Influence of Surface Micro-Geometries on Friction. In: *Advanced Technology of Plasticity, Proceedings of the 8th ICTP (2005)*, 2005

- [30] NEUDECKER, T.; POPP, U.; SCHRAML, T.; ENGEL, U.; GEIGER, M. A.: Towards Optimized Lubrication by Micro Texturing of Tool Surfaces. In: *Advanced Technology of Plasticity, Proceedings of the 6th ICTP (1999)* Bd. 1, 1999
- [31] ROLL, K.: Simulation der Blechumformung - neue Anforderungen und Tendenzen. In: *Simulation von Umformprozessen unter Einbeziehung der Maschinen- und Werkzeugeinflüsse, 12. Dresdner Werkzeugmaschinen-Fachseminar, 6.-7. Dezember 2007, Dresden, 2007*
- [32] TEKKAYA, A. E.: Stand der Simulation in der Blechumformung. In: *Bleche Rohre Profile* 11 (1998), S. 263–277
- [33] ROLL, K.; ALTAN, T.; TEKKAYA, A. E.; HERRMANN, M.: Virtuelle Umformtechnik. In: *Umformtechnik 2000 Plus*. Bamberg: Meisenbach Verlag, 1999, S. 255–274
- [34] VDI-RICHTLINIE 3388; VDI (Hrsg.): *Werkstoffe für Schneid- und Umformwerkzeuge*. 2010
- [35] VOSS, E.: Für moderne Umformwerkzeuge ist Verschleißschutz unverzichtbar. In: *MaschinenMarkt* 27 (2010), S. 32–34
- [36] ROMANOWSKI, W. P.: *Handbuch der Stanzereitechnik*. 5. Auflage. VEB Verlagstechnik Berlin, 1965
- [37] SCHULZE, G.: Eisenwerkstoffe. In: BARGEL, H. J. (Hrsg.); SCHULZE, G. (Hrsg.): *Werkstoffkunde*. 6. Auflage. VDI-Verlag, 1994, S. 135–254
- [38] HALLER, G.: Werkzeuge für das Umformen hoch- und höchstfester Stahlbleche. In: *wt Werkstattstechnik online* 94 (2004), Nr. 10, S. 482–486
- [39] SCHELL, T.: *Grundlegende Untersuchungen einer neuen Rapid Tooling Technik für die Blechumformung*, Universität Erlangen, Dr.-Ing.-Dissertation, 2005
- [40] NEUBAUER, A.; BOLT, P. J.; ROZIER, P. J. C. M.: Untersuchungen zum Verschleißverhalten alternativer Matrizenwerkstoffe beim Tiefziehen. In: *Bänder Bleche Rohre* 5 (1997), S. 34–40
- [41] WEBER, T.; VÖHRINGER, K.-D.: Innovative Produktionstechnologien für globale Märkte. In: GROCHE, P. (Hrsg.): *8. Umformtechnisches Kolloquium Darmstadt, 2.-3. April*, Meisenbach Verlag, 2003, S. 1–14
- [42] NAKAGAWA, T.: Produktionstechnologien in Japan für kleine Stückzahlen in der Blechumformung. In: *VDI-Berichte, Internationale Konferenz Hannover Blechbearbeitung, 22.-23. Oktober, 1996* Bd. 1277. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1996, S. 191–211
- [43] SIEGERT, K.; HALLER, B.: Herstellung von Prototyp-Teilen und Prototyp-Werkzeugen - Stand der Technik. In: *VDI-Berichte, Internationale Konferenz Hannover Blechbearbeitung, 22.-23. Oktober, 1996* Bd. 1277. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1996, S. 213–230
- [44] MUNDE, A.: Werkzeuge für die Blechumformung. In: *MaschinenMarkt* 12 (2009), S. 20–21

## Literaturverzeichnis

---

- [45] HÜBNER, K. H.: Anorganische nichtmetallische Werkstoffe. In: BARGEL, H. J. (Hrsg.); SCHULZE, G. (Hrsg.): *Werkstoffkunde*. VDI-Verlag, 1994, S. 293–324
- [46] N.N.: Spezialist für komplexe Werkzeuge. In: *VDI-Z Integrierte Produktion Special Werkzeug und Formenbau* 3 (2010), Nr. 3, S. 24–25
- [47] WAGEMANN, A.: Keramische Umformwerkzeuge - Einsatzbereiche und Anwendungsbeispiele. In: KAILER, A. (Hrsg.): *Walzen mit Keramik* Bd. 1, Fraunhofer-IRB-Verlag, 2009, S. 63–70
- [48] KLOCKE, F.; KUWER, C.: *Einsatz keramischer Werkzeuge in der Blechumformung*. Forschungsvereinigung Stahlverformung (FSV), 2003. – Abschlussbericht des AiF-Projektes 12575N
- [49] TAMAOKI, K.; MANABE, K.-I.; KATAOKA, S.; AIZAWA, T.: Electroconductive ceramic tooling for dry deep drawing. In: *Journal of Materials Processing Technology* 210 (2010), S. 48–53
- [50] HOFFMANN, M.; SABITOVIC, A.; SCHÄFFNER, C.; DEMMER, A.; BAUSCH, S.; FRANK, J.; WEBER, A.: *KeraForm- Entwicklung keramischer Hochleistungsformeinsätze für die Blechumformung*. 2007. – Abschlussbericht des BMWi IN-3544
- [51] KELLER, K.; EVERSBERG, K. R.: Verschleiß minimiert. Schutzschichten aus Hartstoff erhöhen die Standzeit von Umformwerkzeugen. In: *MaschinenMarkt* 100 (1994), Nr. 16, S. 44–46,48
- [52] HALLER, B.: *Optimierung von Prozeßketten für die Herstellung von Prototyp-Blechumformwerkzeugen*, Universität Stuttgart, Dr.-Ing.-Dissertation, 2002
- [53] BAUR, E. (Hrsg.); BRINKMANN, S. (Hrsg.); OSSWALD, T. (Hrsg.); SCHMACHTENBERG, E. (Hrsg.): *Saechtling-Kunststoff-Taschenbuch*. München: Carl Hanser Verlag, 2007
- [54] DEILER, G.: *Untersuchungen zum Eignungsprofil polymerer Werkzeugwerkstoffe für das Tiefziehen von Feinblechen*, Universität Hannover, Dr.-Ing.-Dissertation, 2005
- [55] FRANK, C.: *Kunststoff als Werkzeugwerkstoff für das Tiefziehen von Feinblechen*, Universität Hannover, Dr.-Ing.-Dissertation, 1999
- [56] DEILER, G.: Tiefziehwerkzeuge aus Kunststoff - Wege zum erfolgreichen Serieneinsatz. In: *EFB-Kolloquium Konstruktionskonzepte der Gegenwart und Zukunft - Herausforderungen an die Blechumformung*, 2006, S. 171–184
- [57] N.N.; R&G, Fa. (Hrsg.): *Handbuch Faserverbundwerkstoffe*. Fa. R&G, 2008
- [58] HAUBER, O.: Fertigungsmittel aus Epoxidharzen Teil 2. In: *Technische Rundschau* 26 (1975), Nr. 67, S. 9–13
- [59] HOCHWALD, P.; JASCHINSKI, J.; LÖSCH, S.; ALAOU, M. M.: *Erprobung von Polymeren als Werkzeugwerkstoff für die Umformwerkzeuge*. Bundesministerium für Bildung und Forschung, 2003

- [60] ALAOU, M. M.: *Tiefziehwerkzeuge aus Kunststoff: Standzeiterhöhung durch Beimengung von speziellen Mikro- und Nanofüllstoffen*, Technische Universität Clausthal, Dr.-Ing.-Dissertation, 2005
- [61] DEILER, G.: Tiefziehwerkzeuge für Kleinserien. In: *wt Werkstattstechnik online* 91 (2001), Nr. 7, S. 428–432
- [62] DEILER, G.: Kunststoffwerkzeuge für das Biegen von Präzisionsrohren. In: *Tagungsband der DORP 2009, Dortmund*, 2009
- [63] N.N.: *Tiefziehwerkzeuge aus Kunststoff über neue Nanokomposite*. Saarbrücken, 2005. – Abschlussbericht des Leibniz-Instituts für Neue Materialien. Berichtszeitraum: 01.04.1999 - 31.03.2004.
- [64] DE SOUZA, J. H. C.: *New Design Approaches for Sheet Metal Forming Dies Using Polymeric Materials*, Universität Stuttgart, Dr.-Ing.-Dissertation, 2008
- [65] GRAUTOFF, G.: *Tiefziehwerkzeuge aus Kunststoff für kleine und mittlere Blechteilserien aus Aluminium*, Technische Universität Darmstadt, Dr.-Ing.-Dissertation, 2001
- [66] DOEGE, E.; DEILER, G.: Alternative Tool Materials for Deep Drawing of Coated Sheet Metal. In: *Proceedings of the International Conference Sheet Metal*, 2003, S. 323ff
- [67] DEMMLER, M.: *Wirtschaftliche Kleinserienfertigung mit Umformwerkzeugen aus Kunststoff: Schlußbericht für den Zeitraum: 01.03.02 bis 29.02.04*. 2004. – Abschlussdokumentation zum Forschungsvorhaben EFDS/Aif 13174 BG
- [68] JASCHINSKI, J.; HUFENBACH, W.; KUNZE, K.: Modifizierte Kunststoffwerkzeuge für die Blechumformung - Tribologie, Berechnung und Herstellung. In: *Workshop Beschichtete Werkzeuge - höhere Wirtschaftlichkeit in der Ur- und Umformtechnik*, 2005, S. 1–9
- [69] YARLAGADDA, P. K. D. V.; ILYAS, I. P.; CHRISTODOULOU, P.: Development of rapid tooling for sheet metal drawing using nickel electroforming and stereolithography processes. In: *Journal of Materials Processing Technology* 111 (2001), Nr. 1-3, S. 286–294
- [70] BEHRENS, B.-A.; MÜTZE, S.; DEILER, G.: Kostengünstiges Tiefziehwerkzeug für mittlere Serien. In: *VDI-Z Integrierte Produktion* 147 (2005), Nr. 5, S. 24–27
- [71] BEHRENS, B.-A.; DEMIR, M.; HUFENBACH, W.; JASCHINSKI, J.; GOTTWALD, R.: *Untersuchungen zur Optimierung von Galvanoschalenwerkzeugen*. Bd. 285. Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung, 2008
- [72] ZHANG, H.; WANG, G.; LUO, Y.; NAKAGA, T.: Rapid hard tooling by plasma spraying for injection molding and sheet metal forming. In: *Thin Solid Films* 390 (2001), Nr. 1-2, S. 7–12
- [73] LINO, F. J.; VASCONCELOS, P. V.; PAIVA, R.; NETO, R. J.: Rapid Tooling for Plastic Injection Moulding Using Indirect Rapid Tooling Processes. In: *International Conference on Processing and Fa-*

## Literaturverzeichnis

---

- brication of Advanced Materials* Bd. 13 INEGI, Instituto de Engenharia Mecanica e Gestao Industrial, Portugal, World Scientific, 2005, S. 664–698
- [74] HUHNS, S.; VOROBYOV, K.; WAGNER, S.; SOUZA, J. H. C.; SIEGERT, K.; LIEWALD, M.: Rapid Prototyping. In: *wt Werkstattstechnik online* 96 (2006), Nr. 10, S. 740–745
- [75] BEHRENS, B.-A.; MÜTZE, S.: *Galvanoschalen für die Blechumformung*. Bd. 219. Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung, 2004
- [76] N.N.; GALVANOPLASTIK MBH, Galvanoform: G. (Hrsg.): *Firmenbröschüre: Galvanoform - Exakte Formen für Ihre Ideen*. 2009
- [77] HUFENBACH, W.; JASCHINSKI, J.; GOTTWALD, R.; SÜSSE, D.; BEHRENS, B.-A.; DEMIR, M.: Untersuchungen zu chemisch abgedichteten Nickelschalen für Tiefziehwerkzeuge. In: *15. Sächsische Fachtagung Umformtechnik*. Dresden, 2008
- [78] ZHANG, H.; LUO, Y.; WANG, G.: Rapid hard tooling of motorcyclepanel die by plasma spray. In: *Proceedings of the 6th International Tooling Conference, Karlstad, Sweden, 2002*, S. 1091–1099
- [79] TRÄGER, K.: Metallspritzen für den Kunststoffformenbau. In: *Tagungsband zum Kolloquium "Werkzeugbau - eine Branche mit Zukunft"*, 1997
- [80] ROSOCHOWSKI, A.; MATUSZAK, A: Rapid tooling: the state of the art. In: *Journal of Materials Processing Technology* 106 (2000), S. 191–198
- [81] DE SOUZA, J. H. C.; LIEWALD, M.: Neue Methode zur Abschätzung der Standzeit von Tiefziehwerkzeugen aus Kunststoff. In: GESELLSCHAFT FÜR TRIBOLOGIE E.V. (Hrsg.): *Tagungsband zur 48. Tribologischen Fachtagung, Reibung Schmierung und Verschleiß / Forschung und praktische Anwendungen, 24. bis 26. September 2007, Göttingen, 2007*, S. 1–10
- [82] LIEWALD, M.; DE SOUZA, J. H. C.: New developments on the use of polymeric materials in sheet metal forming. In: *Production Engineering* 1 (2008), Nr. 2, S. 63–72
- [83] BEHRENS, B.-A.; DEILER, G.: Studies about the Usability of Plastic Tool Materials for Deep-Drawing of Sheet Metal. In: *Production Engineering. Research and Development* 13 (2006), Nr. 2, S. 125–128
- [84] ROPERS, C.: *Berücksichtigung der Temperatur und Werkzeugnachgiebigkeit in der Simulation von Blechumformprozessen*, Universität Hannover, Dr.-Ing.-Dissertation, 2001
- [85] ROHS, H.-G.; KUHN, S.: Beton im Werkzeugmaschinenbau - Eigenschaften. In: *Werkstatt und Betrieb* 8 (1989), Nr. 122, S. 672–676
- [86] JACKISCH, U.-V.: *Mineralguss für den Maschinenbau*. Bd. 231. Moderne Industrie, 2002
- [87] ROHS, H.-G.; KUHN, S.: Beton im Werkzeugmaschinenbau - Gestaltungsmöglichkeiten und Verarbeitungseigenschaften. In: *Werkstatt und Betrieb* 9 (1989), Nr. 122, S. 752–756

- [88] KURTH, W.: Wirtschaftliche Kaltumformung von dünnen Blechen in kleinen Serien. In: *Fertigungstechnik* 3 (1954), Nr. 6, S. 64
- [89] NAKAGAWA, T.: Advances in prototype and low volume sheet forming and tooling. In: *Journal of Materials Processing Technology* 98 (2000), S. 244–250
- [90] SCHWARTZENTRUBER, A.; BOURNAZEL, J. P.; GACEL, J. N.: Hydraulic concrete as a deep-drawing tool of sheet steel. In: *Cement and Concrete Research* 29 (1999), S. 267–271
- [91] KLEINER, M.; CURBACH, M.; TEKKAYA, A. E.; RITTER, R.; SPECK, K.; TROMPETER, M.: Development of ultra high performance concrete dies for sheet metal hydroforming. In: *Production Engineering - Research and Development* 2 (2008), S. 201–208
- [92] RITTER, R.; CURBACH, M.; TROMPETER, M.; TEKKAYA, A. E.: Material Behavior of an UPHC Forming Die for Sheet Metal Forming Hydroforming. In: *ACI Materials Journal* 6 (2009), Nr. 106, S. 515–522
- [93] TROMPETER, M.: *Hochdruckblechumformung großflächiger Blechformteile*, Technische Universität Dortmund, Dr.-Ing.-Dissertation, 2009
- [94] Schutzrecht DE 10 2006 035 937 A1 ( 31. August 2006). HORTIG, D. (Erfinder); Daimler AG (Anmelder). Anmeldetag: 31.07.2006, Offenlegungstag: 07.02.2008
- [95] DELIGNIT AG: *obo-Festholz in der Automobil- und Luftfahrtindustrie*. Online-Quelle. [http://www.delignit.de/Delignit/cms/upload/pdf/Obo\\_FestholzdeutschRGB.pdf](http://www.delignit.de/Delignit/cms/upload/pdf/Obo_FestholzdeutschRGB.pdf). Version: 2011
- [96] KOLLECK, R.: Alternativer Werkstoff Holz spart Werkzeugkosten für die Blechformung. In: *MaschinenMarkt* 38 (2008), S. 30–34
- [97] KOLLECK, R.; SCHÖNBERGER, G.; KOROSCHETZ, C.; SÜNKEL, R.: Komponententest - Ein geeignetes Werkzeug für die Karosserieentwicklung? In: NEUGEBAUER, R. (Hrsg.): *5. Chemnitzer Karosseriekolloquium: Karosseriefertigung im Spannungsfeld von Globalisierung, Kosteneffizienz und Emissionsschutz*, Verlag Wissenschaftliche Scripten, 2008, S. 193–204
- [98] EVERSBERG, K.R.: Produkt-Kostenreduzierung in der Blechbearbeitung mittels Hartstoffbeschichtung. In: *VDI-Berichte, Internationale Konferenz Hannover Blechbearbeitung, 22.-23. Oktober, 1996* Bd. 1277. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1996, S. 291–310
- [99] SALAM, H.: Oberflächenbeschichtungen für Schneid-, Stanz- und Tiefziehwerkzeuge. In: *Werkstatt und Betrieb* 124 (1991), Nr. 7, S. 577–583
- [100] HAMPDEN-SMITH, M.-J.; KODAS, T.-T.: Chemical Vapor Deposition of Metals: Part 1. An Overview of CVD Processes. In: *Chemical Vapor Deposition* 1 (1995), Nr. 1, S. 8–23

## Literaturverzeichnis

---

- [101] JUNGBLUT, F.: Wirtschaftlichkeitssteigerung durch PVD-Beschichten. In: *Werkzeug- und Formenbau, VDI-Berichte, Symposium Aachen* Bd. 1376. VDI-Verlag, 1998, S. 143–159
- [102] KAYSER, O.: Industrielle Anwendungen von PVD-Hartstoffbeschichtungen. In: *Galvanotechnik* 88 (1997), S. 1618–1623
- [103] OLDEWURTEL, A.: Leistungssteigerung durch Beschichten. In: *Bänder Bleche Rohre* 25 (1978), Nr. 2-3, S. 83–86;137–141
- [104] PANJAN, P.; BONCINA, I.; BEVK, J.; CEKADA, M.: PVD hard coatings applied for the wear protection of drawing dies. In: *Surface and Coatings Technology* 200 (2005), Nr. 1-4, S. 133–136
- [105] DIN EN 657; DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V. (Hrsg.): *Thermisches Spritzen - Begriffe, Einteilung*. 2005
- [106] SCHWARZ, E.: Thermisches Spritzen aus Sicht des Anwenders. In: WIELAGE, B. (Hrsg.): *Tagungsband zum 3. Werkstofftechnischen Kolloquium, Chemnitz* Bd. 4, Verlag Mainz, Wissenschaftsverlag, 2000, S. 119–130
- [107] PAWLOWSKI, L.: *The Science and Engineering of Thermal Spray Coatings*. Wiley, 1995
- [108] BABIAK, Z.; BRUNE, T.; DUDA, T.: Thermisches Spritzen - Grundlagen. In: BACH, F.-W. (Hrsg.); DUDA, T. (Hrsg.): *Moderne Beschichtungsverfahren*, Wiley-VCH, 2000, S. 31–38
- [109] CROSTACK, H. A.; ZIELKE, R.: Zerstörungsfreie Prüfung von Beschichtungen. In: WIELAGE, B. (Hrsg.): *Tagungsband zum 7. Werkstofftechnischen Kolloquium, Chemnitz* Bd. 18. Chemnitz: Eigenverlag, 2004
- [110] SMOLKA, K.: *Thermisches Spritzen - Ein Leitfaden für den Praktiker*. Bd. 15. DVS-Verlag, 1985
- [111] WILDEN, J.; BERGMANN, J.-P.; JAHN, S.: Einfluss der Strom-Spannungs-Charakteristik auf die Schichtbildung und -eigenschaften beim Lichtbogenspritzen. In: *Tagungsband zum 7. Werkstofftechnischen Kolloquium, Chemnitz* Bd. 18. Chemnitz: Eigenverlag, 2004, S. 95–100
- [112] SCHREIBER, F.: *Carbidische Werkstoffe zum Thermischen Spritzen / Durum Verschleiß-Schutz GmbH*. 2010. – Forschungsbericht
- [113] TILLMANN, W. (Hrsg.); NEBEL, J. (Hrsg.): *3D-Surface Engineering für Werkzeugsysteme der Blechformteilefertigung - Erzeugung, Modellierung, Bearbeitung* -. Dortmund: Verlag Praxiswissen, 2010
- [114] WORTMANN, M.: Warmstranggepresste Profile aus Stahl, Herstellung und Anwendung. In: *Ringvorlesung am Institut für Umformtechnik und Leichtbau, Technische Universität Dortmund, 1.12.2010*, 2010
- [115] REIMANN, H.: Fehler bei der Herstellung und Anwendung thermisch gespritzter Schichten. In: VDI (Hrsg.): *VDI-Berichte, Schichten zum Verschleiß- und Korrosionsschutz - Schadensanalyse und*

- Schadensprävention, Tagung Würzburg, 11. und 12. Oktober 2001* Bd. 1605. Düsseldorf: VDI-Verlag, 2001, S. 29–41
- [116] STEHR, G. C.: Innovative Werkstoffe und Beschichtungen für Verschleißbauteile in den Hochleistungs-Formmaschinen der Gießerei-Industrie. In: *Beschichtete Werkzeuge - höhere Wirtschaftlichkeit in der Ur- und Umformtechnik, Workshop, Begleitveranstaltung zur EuroMold, 2002*, S. 1–10
- [117] BULL, S. J.; DAVIDSON, R. I.; FISHER, E. H.; MCCABE, A. R.; JONES, A. M.: A simulation test for the selection of coatings and surface treatments for plastics injection moulding machines. In: *Surface and Coatings Technology* 130 (2000), Nr. 2-3, S. 257–265
- [118] DROZAK, J.: Haftung und Schichtaufbau von Spritzschichten. In: STEFFENS, H.-D. (Hrsg.); BRANDL, W. (Hrsg.): *Moderne Beschichtungsverfahren*. DGM Informationsverlag, 1992, S. 182–199
- [119] KNOTEK, O.: Thermal Spraying and Detonation Gun Processes. In: BUNSHAH, R.-F. (Hrsg.): *Handbook of Hard Coatings*. William Andrew Publishing/Noyes, 2001, S. 77–107
- [120] SANTANA, Y. Y.; LA BARBERA-SOSA, J. G.; STAIA, M. H.; LESAGE, J.; PUCHI-CABRERA, E. S.; CHICOT, D.; BEMPORAD, E. A.: Measurement of residual stress in thermal spray coatings by the incremental hole drilling method. In: *Surface and Coatings Technology* 201 (2006), S. 2092–2098
- [121] TAKEUCHI, S.; ITO, M.; TAKEDA, K.: Modelling of residual stress in plasma-sprayed coatings: Effect of substrate temperature. In: *Surface and Coatings Technology* 43-44 (1990), S. 426 – 435
- [122] GREVING, D. J.; SHADLEY, J. R.; RYBICKI, E. F.: Effects of Coating Thickness and Residual Stresses on the Bond Strength of ASTM C633-79 Thermal Spray Coating Test Specimens. In: *Journal of Thermal Spray Technology* 3 (1994), S. 371–378
- [123] GILL, S. C.; CLYNE, T. W.: The Effect of Substrate Temperature and Thickness on Residual Stresses in Plasma Sprayed Deposits. In: *Proceedings of the 2nd European Conference on Advanced Materials and Processes, University of Cambridge, UK* Bd. 1 Department of Materials Science and Metallurgy, Cambridge University, 1991, S. 289–297
- [124] MARYNOWSKI, C. W.; HALDEN, F. A.; FARLEY, E. P.: Variables in plasma spraying. In: *Electrochemical Technology* 3 (1965), S. 109–115
- [125] BANSAL, P.; SHIPWAY, P. H.; LEEN, S. B.: Residual Stresses in high-velocity oxy-fuel thermally sprayed coatings - Modelling the effect of particle velocity and temperature during the spraying process. In: *Acta Materialia* 55 (2007), S. 5089–5101
- [126] RYBICKI, E. F.; SCHMUESSER, D. W.: Effect of stacking sequence and lay-up angle on free edge stresses around a hole in a laminated plate under tension. In: *Journal of Composite Materials* 12 (1978), S. 300–313

## Literaturverzeichnis

---

- [127] NÖKEN, S.; ALTMÜLLER, S.; AUER, O.; BERGS, T.; SCHENKE, F.-B.; SPENNEMANN, F.; WAGNER, C.; WIRTZ, H.: Werkzeug- und Formenbau - Lösungen für die Industrie. In: *Werkzeug- und Formenbau, VDI-Berichte, Symposium Aachen* Bd. 1376. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1998, S. 161–190
- [128] KLOCKE, F.: Die Prozeßkette im Werkzeug- und Formenbau. In: *Werkzeug- und Formenbau, VDI-Berichte, Symposium Aachen* Bd. 1376. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1998, S. 1–34
- [129] HAFERKAMP, H.; LINDEMANN, K.; DEUTSCHMANN, M.; THOMS, V.; MÜLLER, R.: Verschleiß bei Umformwerkzeugen reduzieren. In: *wt Werkstattstechnik online* 91 (2002), Nr. 11/12, S. 591–593
- [130] GEBHARDT, A.: *Rapid Prototyping*. München: Carl Hanser Verlag, 2000
- [131] VOELKNER, W.; JACOB, G.: *Untersuchung der Möglichkeiten des Einsatzes der Stereolithographie zum Bau von Blechumformwerkzeugen*. 1997 (Vo500/5-1). – Abschlussbericht des DFG-Vorhabens Vo500/5-1
- [132] MÜLLER, B.; NEUGEBAUER, R.: Direkte generative Fertigung von Schmiedegesenken eröffnet neue Möglichkeiten. In: *RTejournal* 7 (2010)
- [133] LEVY, G. N.; SCHINDEL, R.; SCHLEISS, P.; MICARI, F.; FRATINI, L.: On the use of SLS Tools in Sheet Metal Stamping. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 52 (2003), Nr. 1, S. 249–252
- [134] WEIHBRECHT, M.: Herstellung von Umformwerkzeugen mittels Laserstrahlschneiden. In: *Bayrisches Laserseminar, Laser in der Blechbearbeitung, Bayrisches Laserzentrum, Erlangen 06.11.2002*, 2002
- [135] KUNIEDA, M.; NAKAGAWA, T.: Manufacturing of Laminated Deep Drawing Dies by Laser Beam Cutting. In: *Advanced Technology of Plasticity* 1 (1984), S. 520–525
- [136] PEPELNJAK, T.; KUZMAN, K.: Adaptable tooling sets for metal forming of geometrically similar products. In: *Journal of Materials Processing Technology* 80-81 (1998), S. 413–420
- [137] TECHEL, A.: Lamellierte Werkzeuge im Formen- und Werkzeugbau. In: *wt Werkstattstechnik online* 94 (2004), Nr. 11/12, S. 663–667
- [138] GEIGER, M.; EURINGER, M.; NEUGEBAUER, R.; GARREIS, F.: Lamellierte Aktiv-Werkzeugelemente in flexiblen Blechumformwerkzeugen. In: *Blech Rohre Profile* 1/2 (1999), S. 34–37
- [139] SMATLOCH, C.: *Entwicklung eines numerisch einstellbaren Werkzeugsystems für das Tief- und Streckziehen*. Aachen, Universität Dortmund, Dr.-Ing.-Dissertation, 1996
- [140] KRUX, R.: *Herstellung eigenschaftsoptimierter Bauteile mit der Hochdruck-Blechumformung und Analyse der induzierten Eigenspannungen*, Universität Dortmund, Dr.-Ing.-Dissertation, 2004
- [141] LEVY, G. N.; SCHINDEL, R.; KRUTH, J. P.: Rapid Manufacturing And Rapid Tooling With Layer Manufacturing (LM) Technologies, State Of The Art And Future Perspectives. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 52 (2003), Nr. 2, S. 589–609

- [142] ELENDE, L.-E.: *Einsatz elastischer Niederhaltersysteme zur Erweiterung der Prozeßgrenzen*, Universität Hannover, Dr.-Ing.-Dissertation, 2001
- [143] DOEGE, E.; LANGE, K.: Static and Dynamic Stiffness of Presses and some Effects on the Accuracy of Workpieces. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 29 (1980), Nr. 1, S. 167–171
- [144] WATANBE, A.; KOTANI, Y.; NISHIMURA, K.; WATARI, H.; YAMAZAKI, T.: Measurement Of Static Behavior Of Die And Servo Press During Deep Drawing. In: *Proceedings of the 12th International ESAFORM Conference on Material Forming*, 2009
- [145] ROLL, K.; BOGON, P.; ZIEBERT, C.; ULRICH, S.; KOPPLIN, K.-H.; WOESTMANN, S.; SUTTMEIER, F.-T.; FROHNE, J.; KULP, S.; STRUCK, R.; EIBISCH, R.; PESCH, P.; KOLOZSVÁRI, S.; HELN, D.; RIST, T.; WOLF, K.; KASSEM-MANTHEY, K.; HAUFE, A.; WAGNER, S.; BECKER, D.; ENGEL, U.; VIERZIGMANN, H.: *Innovative Methoden zur Auslegung von Umformwerkzeugen im Fahrzeugbau (IMAUF)*. 2010. – Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) im Rahmenkonzept "Forschung für die Produktion von morgen"(Förderkennzeichen 02PU2000 - 02PU2012)
- [146] SHULKIN, L.; JANSEN, S. W.; AHMETOGLU, M. A.; KINZEL, G. L.; ALTAN, T.: Elastic deflections of the blank holder in deep drawing of sheet metal. In: *Journal of Materials Processing Technology* 59 (1996), S. 34–40
- [147] SOMMER, N.: *Niederhalterdruck und Gestaltung des Niederhalters beim Tiefziehen von Feinblechen*. Düsseldorf, Universität Hannover, Dr.-Ing.-Dissertation, 1986
- [148] HERMANS, H.: Tiefziehen runder Teile mit starrem Niederhalter. In: *Bänder Bleche Rohre* 6 (1981), S. 148–151
- [149] DOEGE, E.; ELENDE, L.-E.: Design and application of pliable blank holder systems for the optimization of process conditions in sheet metal forming. In: *Journal of Materials Processing Technology* 111 (2001), S. 182–187
- [150] WALTL, H.: Werkzeugsysteme der Zukunft - Anforderungen und Lösungsansätze aus Sicht der Marke Volkswagen. In: NEUGEBAUER, R. (Hrsg.): *Proceedings of the 3rd International Conference on Accuracy in Forming Technology, ICAFT 2009, 16. Sächsische Fachtagung Umformtechnik SFU 2009* Bd. 52, Verlag Wissenschaftliche Scripten, 2009, S. 9–16
- [151] NEUGEBAUER, R.; MAINDA, P.; KERSCHNER, M.; DROSSEL, W.G.; ROSCHER, H.-J.: Integrated piezoelectric actuators in deep drawing tools to reduce the try-out. In: *Proceedings of the 14th International ESAFORM Conference on Material Forming* Bd. 1, 2011, S. 189–194
- [152] ECKARD, C.: Gewichtsoptimierung von Großwerkzeugen durch Berücksichtigung des Kraftflusses. In: LIEWALD, M. (Hrsg.): *Vortragstexte der Internationalen Konferenz Neuere Entwicklungen in der Blechumformung, 4.-5. Mai, Fellbach*, Mat Info Werkstoff-Informationsgesellschaft mbH, 2010, S.

225–232

- [153] WAGENER, H.W.; PAHL, K.-J.: *Mechanische und hydraulische Pressen*. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1992
- [154] OSAKADA, K.; MORI, K.; ALTAN, T.; GROCHE, P.: Mechanical servo press technology for metal forming. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* Bd. 60, Elsevier, 2011, S. 651–672
- [155] BLÄTTNER, A.: *Mechanische Pressen*. Köln: Verlag TÜV Rheinland GmbH, 1990
- [156] BEYER, J.: Energieeffiziente Umformanlagen - Energieeinsparung durch ServoDirekt-Technologie. In: *5. Chemnitzer Karosseriekolloquium: Karosseriefertigung im Spannungsfeld von Globalisierung, Kosteneffizienz und Emissionsschutz*, 2008, S. 215–220
- [157] KUHN, D.: Servo-Direkt-angetriebene Umformpressen sind hochflexibel. In: *MaschinenMarkt* 44 (2009), S. 30–31
- [158] GROCHE, P.; SCHEITZA, M.: Servo-Pressen mit drei Stößelfreiheitsgraden. In: *wt Werkstattstechnik online* 97 (2007), Nr. 10, S. 760–765
- [159] DRUDE, N.; MEIER, L.; HOFFMANN, H.; SCHEURLE, J.: Model based strategies for an optimised ribbing design of large forming tools. In: *Production Engineering - Research and Development* 3 (2009), S. 435–440
- [160] RÖSLER, J.; HARDERS, H.; BÄKER, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. 2. Auflage. Teubner, 2006
- [161] SCHÜRSMANN, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Springer, 2004
- [162] MOELLER, E.: Polymere Verbundwerkstoffe. In: MOELLER, E. (Hrsg.): *Handbuch Konstruktionswerkstoffe*. Carl Hanser Verlag, 2008, S. 727–789
- [163] KOLLECK, R.; VOLLMER, R.; VEIT, R.; ZÖTTL, A.: Concepts using Carbon Fibre Reinforced Plastic for Micro Punching Tools. In: *Proceedings of the IDDRG 2010, Graz, Österreich*, 2010, S. 275–280
- [164] N.N.: Schwingungsdämpfende und leichte Maschinenkomponenten. In: *VDI-Z* 152 (2010), Nr. 1, S. 42
- [165] HIRSCH, M.; GOLLE, R.; HOFFMANN, H.: Tool-Endurance of High-Speed Stamping Tools with Plates of Magnesium and Carbon Fibre Laminate. In: *Steel research international, Special Edition: 10th International Conference on Technology of Plasticity (ICTP) Special Edition* (2011), S. 564–569
- [166] RISCH, D.: *Energietransfer und Analyse der Einflussparameter der formgebundenen elektromagnetischen Blechumformung*, Technische Universität Dortmund, Dr.-Ing.-Dissertation, 2009
- [167] DIN EN ISO 527-2; DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V. (Hrsg.): *Bestimmung der Zugeigenschaften Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen*. 1996

- [168] DIN EN ISO 604; DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V. (Hrsg.): *Bestimmung von Druckeigenschaften*. 2003
- [169] EN ISO 527-4; DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V. (Hrsg.): *Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 4: Prüfbedingungen für isotrop und anisotrop faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe*. 1997
- [170] EN ISO 527-5; DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V. (Hrsg.): *Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 5: Prüfbedingungen für unidirektional faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe*. 2010
- [171] GRASSI, M.; ZHANG, X.; MEO, M.: Prediction of stiffness and stresses in z-fibre reinforced composite laminates. In: *Composites Part A: applied science and manufacturing* 33 (2002), S. 1653–1664
- [172] DICKINSON, L. C.; FARLEY, G. L.; HINDERS, M. K.: Prediction of Effective Three-Dimensional Elastic Constants of Translaminar Reinforced Composites. In: *Journal of Composite Materials* 33 (1999), S. 1002–1029
- [173] MARCINIAK, Z.; DUNCAN, J. L.; HU, S. J.: *Mechanics of Sheet Metal Forming*. 2. Oxford: Elsevier, 2002
- [174] GROSS, D.; HAUGER, W.; SCHNELL, W.; SCHRÖDER, J.: *Technische Mechanik - Band 2: Elastostatik*. 2. Springer, 2005
- [175] DANKERT, J.; DANKERT, H.: *Technische Mechanik - Statik, Festigkeitslehre, Kinematik, Kinetik*. 6. Vieweg Teubner, 2010
- [176] DIN EN 10002-1; DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V. (Hrsg.): *Zugversuch - Metallische Werkstoffe*. Berlin, 2001
- [177] SWIFT, M.W.: Plastic instability under plane stress. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 1 (1952), S. 1–18
- [178] HILL, R.: A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals. In: *Proceedings of the Royal Society of London Series A Mathematical and Physical Sciences* 193 (1948), S. 2181–2297
- [179] WRIGGERS, P.; NACKENHORST, U.; BEUERMAN, S.; SPIESS, H.; LÖHNERT, S.: *Technische Mechanik kompakt*. 2. Auflage. Teubner, 2006
- [180] SCHULER GMBH (Hrsg.): *Handbuch der Umformtechnik*. Springer, 1996
- [181] DURUM GMBH: *Thermische Spritzdrähte*. Online-Quelle. [http://www.durmat.com/PDF-Files/Datenblaetter\\_de/Therm\\_spritzdraehnte/DURMAT%20AS-850.pdf](http://www.durmat.com/PDF-Files/Datenblaetter_de/Therm_spritzdraehnte/DURMAT%20AS-850.pdf). Version: 2010
- [182] TILLMANN, W.; ABDULGADER, M.: Diagnostik des Lichtbogensspritzens. In: TILLMANN, W. (Hrsg.): *Sonderforschungsbereich 708: 3D-Surface Engineering für Werkzeugsysteme der Blechformteilefertigung*

## Literaturverzeichnis

---

- gung - Erzeugung, Modellierung, Bearbeitung - *Berichtsband 2007-2010*. Verlag Praxiswissen, 2010, S. 123–139
- [183] HOWARD, S. J.; TSUI, Y. C.; CLYNE, T. W.: The Effect of Residual Stresses on the Debonding of Coatings-I. A Model for Delamination at a Bimaterial Interface. In: *Acta Metallic Materials* 42 (1994), Nr. 8, S. 2823–2836
- [184] DIN EN ISO 11339; DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V. (Hrsg.): *Klebstoffe - T-Schälprüfung für geklebte Verbindungen aus flexiblen Fügeteilen*. 2010
- [185] KURODA, S.; CLYNE, T.-W.: The quenching stress in thermally sprayed coatings. In: *Thin Solid Films* 200 (1991), S. 49 – 66
- [186] HILBRANS, H.: Nichteisenmetalle. In: BARGEL, H. J. (Hrsg.); SCHULZE, G. (Hrsg.): *Werkstoffkunde*. VDI-Verlag, 1994, S. 255–292
- [187] PODLESCHNY, R.: *Ein Beitrag zum Optimieren der funktionalen Eigenschaften thermisch gespritzter Schichten mittels Kugelstrahlen*, Universität Dortmund, Dr.-Ing.-Dissertation, 1995
- [188] TILLMANN, W.; VOGLI, E.; BAUMANN, I.; KREBS, B.; NEBEL, J.: Thermally sprayed wear-protective cermet coatings for forming tools. In: *Proceedings of the 4th International Conference on Spray Deposition and Melt Atomization SDMA2009*, 2009
- [189] DIN EN 582; DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V. (Hrsg.): *Ermittlung der Haftzugfestigkeit*. Berlin, 1993
- [190] DIN 50162; DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V. (Hrsg.): *Ermittlung der Haft-Scherfestigkeit zwischen Auflagewerkstoff und Grundwerkstoff im Scherversuch*. 1978
- [191] BEGHINI, M.; BERTINI, L.; FREDO, F.: Measurement of Coatings' Elastic Properties by Mechanical Methods: Part 1. Consideration on Experimental Errors. In: *Experimental Mechanics* 41 (2001), Nr. 4, S. 293–304
- [192] BEGHINI, M.; BENAMATI, G.; BERTINI, L.; FREDO, F.: Measurement of Coatings' Elastic Properties by Mechanical Methods: Part 2. Application to Thermal Barrier Coatings. In: *Experimental Mechanics* 41 (2001), Nr. 4, S. 305–311
- [193] DIN EN ISO 178; DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V. (Hrsg.): *Kunststoffe - Bestimmung der Biegeeigenschaften*. 2005
- [194] DIN EN ISO 6507; DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V. (Hrsg.): *Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers*. 2006
- [195] ASTM E 837-01; INTERNATIONAL, ASTM (Hrsg.): *Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method*. 2001

- [196] TEKKAYA, A. E.; FRANZEN, V.: Festwalzen und Texturieren beschichteter Oberflächen für den Einsatz in Tiefziehwerkzeugen. In: TILLMANN, W. (Hrsg.): *Sonderforschungsbereich 708: 3D-Surface Engineering für Werkzeugsysteme der Blechformteilefertigung - Erzeugung, Modellierung, Bearbeitung - Berichtsband 2007-2010*. Verlag Praxiswissen, 2010, S. 39–52



# Abbildungsverzeichnis

1.1	Entwicklung der Produktionsstückzahl der DAIMLER AG nach [2]	1
2.1	Tiefziehprozess. Darstellung in Anlehnung an [8]	3
2.2	Die wichtigsten Versagensarten beim Tiefziehen [12]	4
2.3	Prozessfenster beim Tiefziehen. Darstellung in Anlehnung an [8]	5
2.4	Spannungszustände beim Tiefziehen nach [9, 12]	6
2.5	Reibung im Bereich des Ziehkantenradius in Anlehnung an [15]	7
2.6	Reibungsmechanismen zwischen Blech und Werkzeug [20]	9
2.7	Gießverfahren zur Herstellung von polymeren Tiefziehwerkzeugen nach [54]	16
2.8	Direkte und indirekte Beschichtungsverfahren für polymere Tiefziehwerkzeuge	20
2.9	Konventionelles Galvanowerkzeug [55] und NVD-Galvanowerkzeug [77]	22
2.10	Lichtbogenspritzen nach DIN EN 657 [105]	28
2.11	Auswahl von typischen Laminattypen nach [161]	39
2.12	Schematische Darstellung von Werkzeugwerkstoffen für das Tiefziehen von Stahlwerkstoffen, basierend auf Kapitel 2.2	40
3.1	Konstruktiver Aufbau des hybriden Tiefziehwerkzeugs	43
3.2	Prozesskette zur Herstellung des hybriden Tiefziehwerkzeugs	44
4.1	Hinterbau der Matrize des hybriden Tiefziehwerkzeugs	46
4.2	Festigkeiten $\sigma_{m,Z}$ und $\sigma_{y,D}$ der Polyurethane in Abhängigkeit vom Füllgrad des Eisenpulvers	47
4.3	$E$ -Module $E_{P,Z}$ und $E_{P,D}$ der Polyurethane in Abhängigkeit vom Füllgrad des Eisenpulvers	48
4.4	Dichte $\rho$ der Polyurethane in Abhängigkeit vom Füllgrad des Eisenpulvers	49
4.5	Volumenelemente der Laminattypen: UD-Laminat, Kreuzverbund und (0/90/ $\pm$ 45)-Laminat und zugehöriges Elastizitätsgesetz in Anlehnung an [161]	50
4.6	Schematische Darstellung des Laminataufbaus der CFK-Probekörper entsprechend der angegebenen Kodierung	51
4.7	Richtungsabhängige Elastizitätsgrößen der untersuchten Laminattypen in der 1,2-Ebene. Aufgrund von Symmetrien ist nur ein Quadrant dargestellt.	52
4.8	Zugfestigkeit verschiedener Laminataufbauten	53
4.9	Ersatzmodell zur Analyse der Verschiebungen an der Ziehkante	55

## Abbildungsverzeichnis

---

4.10	Schematische Darstellung der Gl. 4.7 der bezogenen Verschiebung $\Delta z'$ unter Last . . . . .	56
4.11	Geometrien der faserverstärkten Werkzeuge zur Umformung von Näpfen . . . . .	58
4.12	Fließkurven der eingesetzten Blechwerkstoffe DC04 und HCT600X . . . . .	58
4.13	Finite-Elemente-Modell zur Simulation des Tiefziehens von Näpfen mit Werkzeugen auf Polymerbasis . . . . .	59
4.14	Numerisch berechnete Vergleichsspannung $\sigma_V$ nach VON MISES an der Ziehkante . . . . .	61
4.15	Numerisch berechnete Kontaktspannung $\sigma_{p,Zk}$ in Abhängigkeit des Winkels $\gamma_{Zk}$ an der Ziehkante . . . . .	62
4.16	Numerisch berechnete Verschiebung in Abhängigkeit des Winkels $\gamma_{Zk}$ an der Ziehkante . . . . .	63
4.17	Numerisch berechnete maximale Verschiebung an der Ziehkante . . . . .	64
4.18	Numerisch berechnete maximale Vergleichsspannung $\sigma_{V,F}$ nach VON MISES im Faser-Kunststoff-Verbund an der Ziehkante . . . . .	65
4.19	Numerisch berechnete maximale Vergleichsspannung $\sigma_{V,P}$ nach VON MISES im Polymerhinterguss an der Ziehkante . . . . .	66
4.20	Matrizen für die experimentellen Untersuchungen des Polymerhintergusses . . . . .	67
4.21	Umgeformte Näpfe aus HCT600X unter Verwendung verschiedener Werkzeugwerkstoffe und -aufbauten . . . . .	67
4.22	Schnitte der umgeformten Näpfe aus HCT600X unter Verwendung verschiedener Werkzeugwerkstoffe und -aufbauten . . . . .	68
4.23	Kontur der Ziehradien von Matrizen aus unterschiedlichen Werkzeugwerkstoffen nach der Umformung von HCT600X . . . . .	69
4.24	Weg-Zeit-Diagramm einer hydraulischen Presse nach [180], vereinfachte Darstellung . . . . .	71
4.25	Vergleich konventioneller zu hybriden Tiefziehwerkzeugen hinsichtlich der Energiereduzierung $\eta_{W_V}$ , bezogen auf die Verlustenergien beim Tiefziehen nach Gl. 4.24 . . . . .	75
4.26	Erforderlicher Energiemehraufwand $\eta_{W_U}$ für die Umformung bei einer Reduktion des Werkzeuggewichts nach Gl. 4.29 . . . . .	76
4.27	Vergleich konventioneller zu hybriden Tiefziehwerkzeugen hinsichtlich der Gesamtenergiebilanz $\delta_{G,Hyb,St}$ nach Gl. 4.31 . . . . .	78
5.1	Eingesetzte Lichtbogenspritzanlage . . . . .	82
5.2	Haftung der Beschichtung bei der Herstellung indirekt gespritzter Wirkflächen . . . . .	83
5.3	Eigenspannungen in der Beschichtung in Anlehnung an [183] . . . . .	83
5.4	Kräftegleichgewicht in der Beschichtung unter Berücksichtigung der Haftung . . . . .	84
5.5	Prozessfenster indirekt gespritzter Wirkflächen . . . . .	85
5.6	Eigenspannungen $\sigma_{Eig,pri}$ in der Beschichtung, verursacht durch primäres Abkühlen in Abhängigkeit der Temperatur des Grundwerkstoffs $\vartheta_V$ nach Gleichung 5.5 . . . . .	87

5.7	Modell zur Herleitung der sekundär induzierten Eigenspannungen $\sigma_{Eig,sek}$ beim thermischen Spritzen . . . . .	88
5.8	Kräftegleichgewicht im Verbund Spritzschicht und Grundwerkstoff beim sekundären Abkühlen	89
5.9	Einflüsse auf die Höhe der sekundär induzierten Eigenspannungen, basierend auf den Gleichungen 5.14 und 5.15 . . . . .	91
5.10	Qualitative Abschätzung der Eigenspannungen in der Spritzschicht, basierend auf Gl. 5.17. Zum Vergleich Gl. 5.18 nach KURODA und CLYNE . . . . .	93
5.11	Untersuchte Parameter zur Ermittlung des Prozessfensters thermisch gespritzter Wirkflächen	95
5.12	Zerstörte Negativform aus Polyurethan nach dem Beschichtungsprozess . . . . .	95
5.13	Temperatur der Negativform während des thermischen Spritzens in Abhängigkeit von dem Negativformwerkstoff . . . . .	99
5.14	Variierte Parameter zur Untersuchung der Eigenschaften indirekt gespritzter Wirkflächen .	104
5.15	Herstellung der Proben zur Ermittlung der Eigenschaften indirekt thermisch gespritzter Wirkflächen . . . . .	105
5.16	Temperatur der Negativform $\vartheta_G$ in Abhängigkeit des Spritzwinkels $\gamma_S$ und der Dicke der Negativform $h_G$ . Berechnung mittels Gl. 5.20 auf Basis von $\vartheta_G(\gamma_S, 90^\circ)$ . . . . .	106
5.17	Verfahren zur Ermittlung der Haftzugfestigkeit $R_H$ und der Haftscherfestigkeit $\tau_H$ . . . . .	108
5.18	Aufbau Vier- und Dreipunktbiegeversuch zur Ermittlung des $E$ -Moduls $E_S$ bzw. Festigkeit $\sigma_{m,S}$ und Bruchdehnung $A_{\epsilon,S}$ der Spritzschicht . . . . .	109
5.19	Verfahren zur Ermittlung der Eigenspannungen $\sigma_{Eig,S}$ in der Spritzschicht . . . . .	110
5.20	Ermittelte Haftzugfestigkeit $R_H$ und Haftscherfestigkeit $\tau_H$ . . . . .	111
5.21	Gemessene mittlere Rauheit $R_a$ und gemittelte Rautiefe $R_z$ der Negativform nach dem Spritzprozess . . . . .	112
5.22	Fotos der indirekt gespritzten Wirkflächen . . . . .	113
5.23	Mikroskopische Draufsicht der indirekt gespritzten Wirkflächen . . . . .	114
5.24	Schliffbilder der indirekt gespritzten Wirkflächen . . . . .	115
5.25	Schichtdicke $h_S$ und Porosität $\Phi_S$ der indirekt gespritzten Wirkflächen. Berechnung mittels Gl. 5.24 auf Basis von $h_S(\gamma_S, 90^\circ)$ . . . . .	116
5.26	Ermittelte Rauheit der indirekt gespritzten Wirkflächen . . . . .	117
5.27	Ermittelter $E$ -Modul $E_S$ der indirekt gespritzten Wirkflächen . . . . .	117
5.28	Ermittelte Festigkeit $\sigma_{m,S}$ und Bruchdehnung $A_{\epsilon,S}$ der indirekt gespritzten Wirkflächen . .	118
5.29	Ermittelte Mikrohärtigkeit nach Vickers der indirekt gespritzten Wirkflächen . . . . .	119
5.30	Eigenspannungen in den indirekt gespritzten Wirkflächen nach dem Entformen . . . . .	120
5.31	Auswirkungen des Spritzwinkels $\gamma_S$ auf den Spritzprozess . . . . .	120
5.32	Abmessungen des Tiefziehstempels zur Analyse der Fertigungsgenauigkeit . . . . .	124

## Abbildungsverzeichnis

---

5.33	Prozesskette zur Herstellung des hybriden Tiefziehstempels zur Analyse der Fertigungsgenauigkeit . . . . .	124
5.34	Hybrider Tiefziehstempel zur Analyse der Fertigungsgenauigkeit . . . . .	125
5.35	Aufbau zur Messung der Fertigungsgenauigkeit indirekt gespritzter Wirkflächen . . . . .	125
5.36	Formabweichung des hybriden Tiefziehstempels zu SOLID-CAD-Daten . . . . .	126
6.1	Prinzip zur Ermittlung der Reibungskoeffizienten und Maße der Reibelemente . . . . .	130
6.2	Flachstreifenzuganlage am IUL . . . . .	130
6.3	Untersuchte Reibelemente und deren Rauheitswerte . . . . .	131
6.4	Ermittelte Reibungskoeffizienten $\mu$ in Abhängigkeit der Flächenpressung $p_{A,nom}$ , der Ziehgeschwindigkeit $v_z$ , des Blechwerkstoffs und des Reibelements . . . . .	133
6.5	Haupteinflüsse auf die Reibungskoeffizienten $\mu$ im untersuchten Parameterraum . . . . .	134
6.6	Wechselwirkungen auf die Reibungskoeffizienten $\mu$ im untersuchten Parameterraum . . . . .	135
6.7	Reibungskoeffizienten $\mu$ in Abhängigkeit der Rauheit $R_z$ und $R_a$ . . . . .	136
6.8	Versuchsaufbau für Verschleißuntersuchungen . . . . .	137
6.9	Untersuchte Verschleißelemente . . . . .	138
6.10	Flächenabweichung der Verschleißelemente in Abhängigkeit der Anzahl gezogener Bleche . . . . .	139
6.11	Maximale Formabweichung $\Delta a_{max}$ in Abhängigkeit der Ziehlänge $l_z$ und des Werkzeugwerkstoffs . . . . .	140
7.1	Ersatzmodell zur Analyse der Spannungen in der Spritzschicht an der Ziehkante . . . . .	144
7.2	Schematische Darstellung der Gl. 7.2 zum Einfluss des Faser-Kunststoff-Verbundes auf die Spannungen in der Spritzschicht . . . . .	145
7.3	Geometrien der hybriden Tiefziehwerkzeuge zur Umformung von Näpfen . . . . .	146
7.4	Finite-Elemente-Modell zur Simulation des Tiefziehens von Näpfen mit hybridem Tiefziehwerkzeug . . . . .	146
7.5	Numerisch berechnete Vergleichsspannung nach VON MISES $\sigma_V$ an der Ziehkante . . . . .	147
7.6	Numerisch berechnete maximale Vergleichsspannung $\sigma_{V,S}$ nach VON MISES in der Spritzschicht an der Ziehkante . . . . .	148
7.7	Hybride Matrizen mit und ohne Faserverstärkung zur Umformung von Näpfen . . . . .	149
7.8	Umgeformte Näpfe aus DC04 und HCT600X unter Verwendung der hybriden Tiefziehwerkzeuge	150
7.9	Schnitte der umgeformten Näpfe aus HCT600X unter Verwendung der hybriden Tiefziehwerkzeuge . . . . .	150
7.10	Hybride Tiefziehwerkzeuge nach der Umformung von Näpfen aus DC04 und HCT600X . . . . .	151
7.11	Kontur der Ziehradien der Matrizen der hybriden Tiefziehwerkzeuge nach der Umformung von DC04 und HCT600X . . . . .	151
7.12	Versuchsstand am IUL für Verschleißuntersuchungen mit Napfgeometrien . . . . .	153

7.13	Werkzeuggeometrie zur Umformung von Näpfen für die Untersuchung des Verschleißverhaltens der hybriden Tiefziehwerkzeuge . . . . .	153
7.14	Fließkurven des eingesetzten Blechwerkstoffs HC380LA . . . . .	154
7.15	Berechnete Vergleichsspannungen $\sigma_{V,P}$ und $\sigma_{V,S}$ bei der Umformung von HC380LA . . . . .	155
7.16	Matrizen für die Ermittlung der Standzeit der Werkzeuge . . . . .	155
7.17	Matrizen nach 1000 bzw. 200 gezogenen Näpfen aus HC380LA . . . . .	156
7.18	Maximale Formabweichung $\Delta a_{max}$ und gemittelte Rautiefe $R_Z$ der Matrizen in Abhängigkeit von der Anzahl gezogener Näpfe aus HC380LA . . . . .	157
7.19	Mikroskopische Aufnahmen verschiedener Matrizen am Ziehkanteneinlauf in Abhängigkeit von der Anzahl gezogener Näpfe . . . . .	158
7.20	Mit hybridem Tiefziehwerkzeug umgeformte Näpfe aus HC380LA zu verschiedenen Zeitpunkten	159
7.21	Schnitte der mit hybridem Tiefziehwerkzeug umgeformten Näpfe Nr. 200 und Nr. 1000 aus HC380LA . . . . .	159
7.22	Abmessungen des Blechformteils der Demonstratorgeometrie . . . . .	160
7.23	Abmessungen der Matrize des hybriden Tiefziehwerkzeugs . . . . .	161
7.24	Finite-Elemente-Modell zur Simulation des Tiefziehens von Näpfen mit hybridem Tiefziehwerkzeug . . . . .	161
7.25	Farbliche Darstellung der numerisch berechneten Vergleichsspannungen $\sigma_{V,P}$ und $\sigma_{V,S}$ für das hybride Tiefziehwerkzeug bei der Umformung von HCT600X . . . . .	162
7.26	Numerisch berechnete Vergleichsspannungen $\sigma_{V,P}$ und $\sigma_{V,S}$ bei der Umformung von HCT600X	162
7.27	Matrize des hybriden Tiefziehwerkzeugs . . . . .	163
7.28	Blechformteile aus DC04 und HCT600X, hergestellt mit hybridem und Referenz Tiefziehwerkzeug . . . . .	164
7.29	Schnitte der umgeformten Demonstrator-Blechformteile aus HCT600X . . . . .	165
A.1	Herleitung der resultierenden Kraft und deren Angriffspunkt aufgrund von Eigenspannungen in der Spritzschicht . . . . .	199
A.2	Herleitung Festigkeit $\sigma_{m,S}$ und der Bruchdehnung $A_{\epsilon,S}$ in der Spritzschicht mittels Dreipunktbiegeversuchs . . . . .	200
A.3	Ersatzmodell zur Analyse der Spannungen in der Spritzschicht an der Ziehkante . . . . .	202



# Tabellenverzeichnis

2.1	Angewendete Beschichtungsverfahren für polymere Tiefziehwerkzeuge . . . . .	21
2.2	Ausgewählte Eigenschaften von Fasern nach [162] . . . . .	38
4.1	Untersuchte Polyurethane unterschiedlicher Füllgrade von Eisenpulver . . . . .	46
4.2	Elastizitätsgrößen der untersuchten Laminattypen . . . . .	52
4.3	Kennwerte der eingesetzten Blechwerkstoffe DC04 und HCT600X . . . . .	58
4.4	Untersuchte Parameter faserverstärkter Tiefziehwerkzeuge zur Umformung von Näpfen aus HCT600X . . . . .	60
5.1	Chemische Zusammensetzung in Gew.% der eingesetzten Fülldrahtlegierung EN ISO 14919-5-1,6-4 (Herstellerangaben der Fa. DURUM [181]) . . . . .	82
5.2	Varierte Parameter zur Ermittlung des Prozessfensters thermisch gespritzter Wirkflächen . . . . .	96
5.3	Parametereinflüsse auf die Herstellung zerstörungsfrei lösbarer Spritzschichten . . . . .	98
5.4	Parameter zur Untersuchung der Eigenschaften indirekt gespritzter Wirkflächen . . . . .	103
5.5	Varierte Parameter zur Untersuchung der Eigenschaften indirekt gespritzter Wirkflächen . . . . .	105
5.6	Untersuchte Eigenschaften indirekt thermisch gespritzter Wirkflächen . . . . .	107
6.1	Kennwerte des eingesetzten Blechwerkstoffs DC06 . . . . .	131
6.2	Varierte Parameter zur Bestimmung der Reibungskoeffizienten . . . . .	132
7.1	Kennwerte des eingesetzten Blechwerkstoffs HC380LA . . . . .	154



# A Anhang

## A.1 Anhang zu Kapitel 4

### A.1.1 Herleitung der Verschiebung am Ziehkantenradius mittels Ersatzmodells

Im Nachfolgenden wird die Herleitung der Gleichung 4.7, basierend auf Abbildung 4.9, gegeben.

Das in Abbildung 4.9 dargestellte System ist statisch unbestimmt gelagert. Zur Superposition wird die repräsentative Ersatzfeder des Ersatzmodells Polymerhinterguss als statisch Überzählige aufgefasst. Im ersten System ergibt sich die Verschiebung  $\Delta z_F$  durch die Einzellast  $F$ . Im zweiten System ist die Verschiebung  $\Delta z_{C_P}$  aufgrund der Ersatzfeder  $C_P$  entgegengerichtet. Aufgrund der Verträglichkeit ergibt sich die Verschiebung  $\Delta z$  im Punkt  $A$  zu:

$$\Delta z = \Delta z_F - \Delta z_{C_P} \quad (\text{A.1})$$

Die Verschiebung  $\Delta z_F$  aufgrund der Einzellast  $F$  ergibt sich zu:

$$\Delta z_F = F \cdot \frac{l_{Zk}^3}{48 \cdot \tilde{E}I} \quad (\text{A.2})$$

und für die Verschiebung  $\Delta z_{C_P}$  zu:

$$\Delta z_{C_P} = F_{C_P} \cdot \frac{l_{Zk}^3}{48 \cdot \tilde{E}I} \quad (\text{A.3})$$

Hierbei ist  $I$  das Flächenträgheitsmoment des Balkens, welches mit

$$I = \frac{b \cdot h_F^3}{12} \quad (\text{A.4})$$

definiert ist. Die Variable  $F_{C_P}$  ist die Federkraft des Ersatzmodells Polymerhinterguss:

$$F_{C_P} = C_P \cdot \Delta z \quad (\text{A.5})$$

$$\Delta z = \frac{F_{C_P}}{C_P} \quad (\text{A.6})$$

Durch Einsetzen erfolgt:

$$\frac{F_{C_P}}{C_P} = F \cdot \frac{l_{Zk}^3}{48 \cdot \tilde{E}I} - F_{C_P} \cdot \frac{l_{Zk}^3}{48 \cdot \tilde{E}I} \quad (\text{A.7})$$

$$F_{C_P} = C_P \cdot \frac{F \cdot l_{Zk}^3}{48 \cdot \tilde{E} \cdot I + l_{Zk}^3 \cdot C_P} \quad (\text{A.8})$$

und schließlich durch Einsetzen von Gleichung A.6:

$$\begin{aligned}\Delta z &= \frac{F \cdot l_{Zk}^3}{48 \cdot \tilde{E} \cdot I + l_{Zk}^3 \cdot C_P} \\ &= \frac{\sigma_{p,Zk} \cdot l_{Zk}^4 \cdot b}{4 \cdot \tilde{E} \cdot b \cdot h_F^3 + l_{Zk}^3 \cdot E_P \cdot \frac{A_P}{h_P}}\end{aligned}\tag{A.9}$$

### A.1.2 Energiebetrachtung einer hydraulischen Presse während des Tiefziehens

Im Nachfolgenden ist die energetische Betrachtung der Auswirkung leichter Tiefziehwerkzeuge im Umformprozess anhand Abbildung 4.24 für die in Kapitel 4.3 nicht berücksichtigten Zeitabschnitte *Beschleunigung* ( $t_0 \rightarrow t_1$ ), *Eilsenken* ( $t_1 \rightarrow t_2$ ), *Druckzeit, Entlasten und Umschalten* ( $t_4 \rightarrow t_5$ ) und *Bremsen vor OT* ( $t_7 \rightarrow t_8$ ) dargestellt.

Für den Bereich *Beschleunigung* ( $t_0 \rightarrow t_1$ ) gilt:

$$W_{t_0} = m_{bew} \cdot g \cdot h_{hub,0} \quad (\text{A.10})$$

$$W_{t_1} = m_{bew} \cdot \left( g \cdot h_{hub,1} + \frac{1}{2} \cdot v_{Eil}^2 \right) \quad (\text{A.11})$$

Hierbei sind  $W_{t_0}$  und  $W_{t_1}$  die Energien zum Zeitpunkt  $t_0$  bzw.  $t_1$  und  $v_{Eil}$  die Werkzeuggeschwindigkeit beim Eilsenken. Die Hubhöhe zum jeweiligen Zeitpunkt ist durch  $h_{hub,0} = OT$  und  $h_{hub,1}$  gegeben. Mit  $g$  wird die Erdbeschleunigung gekennzeichnet. Der Unterschied der beiden Energieniveaus  $W_{t_0}$  und  $W_{t_1}$  hängt davon ab, welche Geschwindigkeit  $v_{Eil}$  zum Zeitpunkt  $t_1$  gewünscht ist. Üblicherweise reicht das Schwerfeld der Erde für die Beschleunigung aus, sodass keine weitere pressenseitige Energiezu- oder -abfuhr erforderlich ist. In diesem Fall gilt:

$$W_{t_0} = W_{t_1} \quad (\text{A.12})$$

Damit ist diese Beziehung unabhängig von der bewegten Masse  $m_{bew}$ .

Für den Bereich *Eilsenken* ( $t_1 \rightarrow t_2$ ) gilt:

$$W_{t_2} = m_{bew} \cdot \left( g \cdot h_{hub,2} + \frac{1}{2} \cdot v_{Eil}^2 \right) \quad | \quad \text{entspricht Gl. 4.11} \quad (\text{A.13})$$

Die beiden Energieniveaus  $W_{t_1}$  und  $W_{t_2}$  unterscheiden sich nur durch die Höhe der potenziellen Energien aufgrund der unterschiedlichen Hubhöhen  $h_{hub,1}$  und  $h_{hub,2}$ , da die Eilgeschwindigkeit  $v_{Eil}$  gleich bleibt. Demnach findet eine Energieabfuhr vom Zeitpunkt  $t_1$  zu  $t_2$  statt. Dies ist i.d.R. durch Reibungsverluste gegeben bzw. kann ein Teil dieser Energie gespeichert und für den Rücklauf ( $t_6 \rightarrow t_7$ ) verwendet werden.

Im Bereich *Druckzeit, Entlasten und Umschalten* ( $t_4 \rightarrow t_5$ ) findet abhängig vom Tiefziehprozess eine Kalibrierung statt, in der eine zusätzliche Pressenkraft appliziert wird. Da die Pressenkraft i.d.R. wesentlich höher als die resultierende Gewichtskraft der bewegten Masse  $m_{bew}$  ist, wird letztere in diesem Zeitschritt vernachlässigt.

Im letzten Bereich *Bremsen vor OT* ( $t_7 \rightarrow t_8$ ) gilt:

$$W_{t_7} = m_{bew} \cdot g \cdot h_{hub,7} + \frac{1}{2} \cdot m_{bew} \cdot v_{Eil}^2 \quad | \quad \text{entspricht Gl. 4.18} \quad (\text{A.14})$$

$$W_{t_8} = m_{bew} \cdot g \cdot h_{hub,8} = W_{t_0} \quad (\text{A.15})$$

Ähnlich wie im Bereich *Beschleunigung* ( $t_0 \rightarrow t_1$ ) reicht i.d.R. das Schwerfeld der Erde zum Abbremsen aus, sodass unabhängig von der Masse  $m_{bew}$  gilt:

$$W_{t7} = W_{t8} \tag{A.16}$$

## A.2 Anhang zu Kapitel 5

### A.2.1 Herleitung der resultierenden Kraft und deren Angriffspunkt aufgrund von Eigenspannungen in der Spritzschicht

Für die Betrachtung der Eigenspannungen in der Spritzschicht ist es zweckmäßig, den angenommenen Eigenspannungsverlauf auf eine resultierende Kraft zu reduzieren. Die Bestimmung der resultierenden Kraft  $F_{R,Eig,S}$  und deren Angriffspunkt  $z_R$  erfolgt mithilfe von Abbildung A.1.

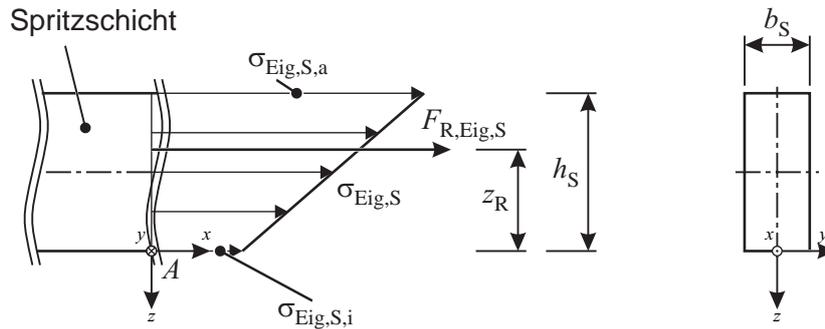


Abbildung A.1: Herleitung der resultierenden Kraft und deren Angriffspunkt aufgrund von Eigenspannungen in der Spritzschicht

Hierbei ist  $h_S$  die Schichtdicke und  $b_S$  die Breite der Beschichtung. Die Größen  $\sigma_{Eig,S,a}$  und  $\sigma_{Eig,S,i}$  beschreiben die äußeren Eigenspannungen in der Beschichtung. Es wird ein linearer Eigenspannungsverlauf zwischen den beiden Außenflächen angenommen. Damit ergibt sich die resultierende Kraft  $F_{R,Eig,S}$  zu:

$$F_{R,Eig,S} = b_S \cdot \int_0^{h_S} \left( \frac{\sigma_{Eig,S,a} - \sigma_{Eig,S,i}}{h_S} \cdot z + \sigma_{Eig,S,i} \right) dz \quad (A.17)$$

$$\begin{aligned} &= b_S \cdot \left[ \frac{1}{2} \frac{\sigma_{Eig,S,a} - \sigma_{Eig,S,i}}{h_S} \cdot z^2 + \sigma_{Eig,S,i} \cdot z \right]_0^{h_S} \\ &= \frac{1}{2} \cdot b_S \cdot h_S \cdot (\sigma_{Eig,S,a} + \sigma_{Eig,S,i}) \end{aligned} \quad (A.18)$$

und die Lage des Kraftangriffspunkts  $z_R$  zu:

$$z_R = \frac{b_S}{F_{R,Eig,S}} \cdot \int_0^{h_S} \left( \frac{\sigma_{Eig,S,a} - \sigma_{Eig,S,i}}{h_S} \cdot z^2 + \sigma_{Eig,S,i} \cdot z \right) dz \quad (A.19)$$

$$\begin{aligned} &= \frac{b_S}{F_{R,Eig,S}} \cdot \left[ \frac{1}{3} \frac{\sigma_{Eig,S,a} - \sigma_{Eig,S,i}}{h_S} \cdot z^3 + \frac{1}{2} \cdot \sigma_{Eig,S,i} \cdot z^2 \right]_0^{h_S} \\ &= 2 \cdot h_S \cdot \frac{\frac{1}{3} \sigma_{Eig,S,a} + \frac{1}{6} \sigma_{Eig,S,i}}{\sigma_{Eig,S,a} + \sigma_{Eig,S,i}} \end{aligned} \quad (A.20)$$

### A.2.2 Herleitung der Festigkeit $\sigma_{m,S}$ und der Bruchdehnung $A_{\epsilon,S}$ in der Spritzschicht mittels Dreipunktbiegeversuchs

Die Herleitung der Festigkeit  $\sigma_{m,S}$  und der Bruchdehnung  $A_{\epsilon,S}$  erfolgt anhand der Abbildung A.2.

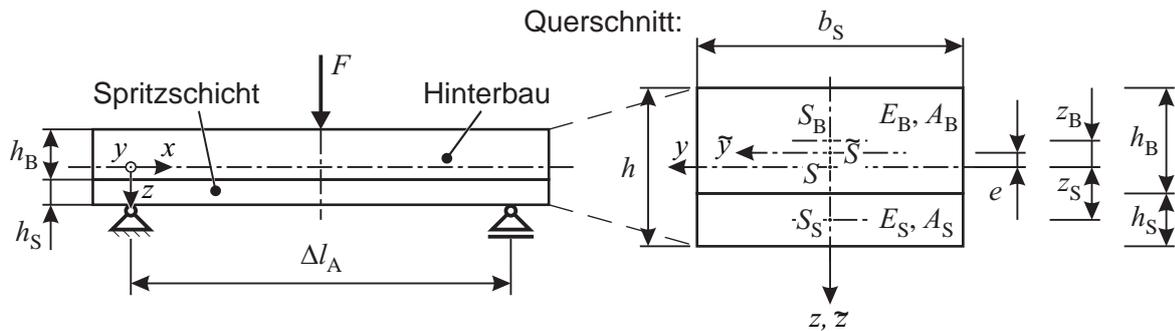


Abbildung A.2: Herleitung Festigkeit  $\sigma_{m,S}$  und der Bruchdehnung  $A_{\epsilon,S}$  in der Spritzschicht mittels Dreipunktbiegeversuchs

Der Momentenverlauf  $M$  aufgrund der applizierten Kraft  $F$  ergibt sich zu:

$$M(x) = \frac{1}{2}F \cdot x \quad | \quad 0 \leq x \leq \frac{\Delta l_A}{2}$$

An der Stelle  $x = \frac{\Delta l_A}{2}$  führt dies zu:

$$\rightarrow M\left(\frac{\Delta l_A}{2}\right) = \frac{1}{4}F \Delta l_A \tag{A.21}$$

Mit dem  $E$ -Modul  $E_B$  als Bezugsmodul lassen sich die Wichtungen ausdrücken zu:

$$n_1 = \frac{E_B}{E_B} = 1 \quad n_2 = \frac{E_S}{E_B}$$

Die ideelle Querschnittsfläche  $\tilde{A}$  wird aus der Summe der beiden Teilflächen gebildet:

$$\begin{aligned} A_B &= b_S \cdot h_B & A_S &= b_S \cdot h_S \\ \tilde{A} &= n_1 \cdot b_S \cdot h_B + n_2 \cdot b_S \cdot h_S \\ &= b_S \cdot (h_B + n_2 \cdot h_S) \end{aligned} \tag{A.22}$$

Somit errechnet sich die Lage des ideellen Schwerpunkts  $\tilde{S}$  zu:

$$\begin{aligned}
 e &= \frac{1}{\tilde{A}} \cdot (n_1 A_B z_B + n_2 A_S z_S) \\
 &= \frac{1}{b_S \cdot (h_B + n_2 h_S)} \cdot \left[ b_S \cdot h_B \cdot \left( -\frac{h_S}{2} \right) + \frac{E_S}{E_B} \cdot b_S \cdot h_S \cdot \frac{h_B}{2} \right] \\
 &= \frac{1}{2 \cdot (h_B + n_2 h_S)} \cdot \left[ \frac{E_S}{E_B} \cdot h_S h_B - h_B h_S \right] \\
 &= \frac{1}{2 \cdot \left( h_B + \frac{E_S}{E_B} h_S \right)} \cdot \left[ h_B h_S \cdot \left( \frac{E_S}{E_B} - 1 \right) \right] \tag{A.23}
 \end{aligned}$$

Das ideelle Flächenträgheitsmoment  $\tilde{I}$  ergibt sich aus den Flächenträgheitsmomenten der Einzelflächen  $A_B$  und  $A_S$  zu:

$$\begin{aligned}
 \tilde{I} &= n_1 \cdot (I_B + \tilde{z}_B^2 \cdot A_B) + n_2 \cdot (I_S + \tilde{z}_S^2 \cdot A_S) \quad | \quad \tilde{z}_B = z_B - e \quad \tilde{z}_S = z_S + e \\
 &= \left[ \frac{b_S h_B^3}{12} + \left( \frac{h_S}{2} - e \right)^2 \cdot b_S h_B \right] + \frac{E_S}{E_B} \cdot \left[ \frac{b_S h_S^3}{12} + \left( \frac{h_B}{2} + e \right)^2 \cdot b_S h_S \right] \\
 &= b_S \left( \left[ \frac{h_B^3}{12} + h_B \cdot \left( \frac{h_S}{2} - e \right)^2 \right] + \frac{E_S}{E_B} \cdot \left[ \frac{h_S^3}{12} + h_S \cdot \left( \frac{h_B}{2} + e \right)^2 \right] \right) \tag{A.24}
 \end{aligned}$$

Die ideelle Spannung berechnet sich zu:

$$\tilde{\sigma} = \frac{M}{\tilde{I}} \cdot \tilde{z} = \frac{\frac{1}{4} F \cdot \Delta l_A}{\tilde{I}} \cdot \tilde{z} \tag{A.25}$$

Die maximale Spannung im äußeren Bereich der Spritzschicht und damit  $\sigma_{m,S}$  folgt aus:

$$\begin{aligned}
 \sigma_{m,S} &= n_2 \cdot \tilde{\sigma}(\tilde{z}_{max}) \quad | \quad \text{mit} \quad \tilde{z}_{max} = \frac{h}{2} + e = \frac{h_B + h_S}{2} + e \\
 \sigma_{m,S} &= n_2 \cdot \frac{1}{4} \cdot \frac{F \cdot \Delta l_A}{\tilde{I}} \cdot \left( \frac{h_B + h_S}{2} + e \right) \\
 &= \frac{E_S}{E_B} \cdot \frac{1}{4} \cdot \frac{F \cdot \Delta l_A}{\tilde{I}} \cdot \left( \frac{h_B + h_S}{2} + e \right) \tag{A.26}
 \end{aligned}$$

Die Bruchdehnung  $A_{\epsilon,S}$  lässt sich berechnen zu:

$$\begin{aligned}
 A_{\epsilon,S} &= \frac{M \left( \frac{\Delta l_A}{2} \right)}{\tilde{E} \tilde{I}} \cdot \tilde{z}_{max} \\
 &= \frac{1}{4} \cdot \frac{F \Delta l_A}{E_B \tilde{I}} \cdot \left( \frac{h_S + h_B}{2} + e \right) \tag{A.27}
 \end{aligned}$$

### A.3 Anhang zu Kapitel 7

#### A.3.1 Herleitung der Spannungen in der Spritzschicht $\sigma_{V,S}$ , basierend auf dem Ersatzmodell

Das Ersatzmodell zur Beschreibung der Spannungen  $\sigma_{V,S}$  in der Spritzschicht an der Ziehkante in Abbildung A.3 ist statisch unbestimmt.

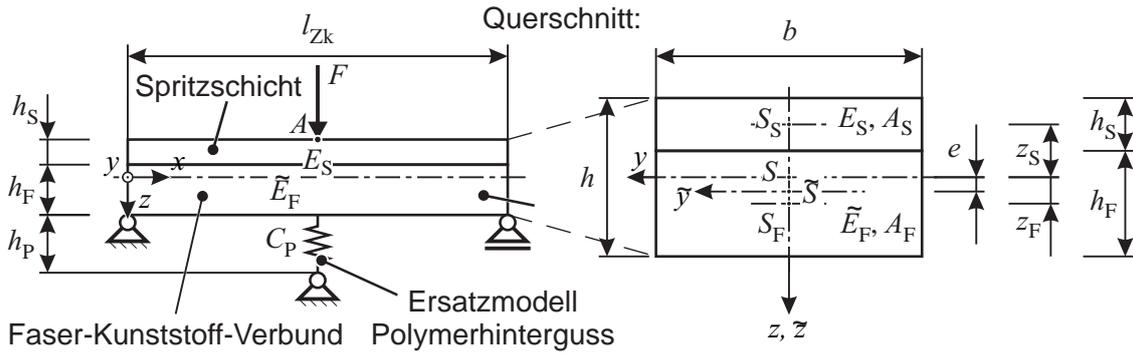


Abbildung A.3: Ersatzmodell zur Analyse der Spannungen in der Spritzschicht an der Ziehkante

Zur Ermittlung der vorliegenden Belastung auf den Verbundträger – Spritzschicht und Faser-Kunststoff-Verbund – wird daher eine Ersatzkraft  $\tilde{F}$  bestimmt, welche die Resultierende aus dem System Verbundträger und Ersatzmodell Polymerhinterguss darstellt. Diese ergibt sich analog zu Anhang A.1.1 zu:

$$\tilde{F} = F - F_{Cp} = F - \left( 1 - \frac{E_P \cdot A_P}{h_P} \cdot \frac{l_{Zk}^3}{48 \cdot \tilde{E} \cdot I + l_{Zk}^3 \cdot \frac{E_P \cdot A_P}{h_P}} \right) \quad (\text{A.28})$$

Durch Umstellen und Substitution der Kraft  $F$  durch die Kontaktspannung ergibt sich so:

$$\tilde{F} = \underbrace{\sigma_{P,Zk} \cdot l_{Zk} \cdot b}_{\text{Äußere Belastung}} \cdot \left( 1 - \frac{\frac{E_P \cdot A_P}{h_P} \cdot l_{Zk}^3}{48 \cdot \tilde{E}_F \cdot \tilde{I} + l_{Zk}^3 \cdot \frac{E_P \cdot A_P}{h_P}} \right) \quad (\text{A.29})$$

Ersatzmodell Polymerhinterguss

Analog zum Anhang A.2.2 ergibt sich für die maximale Spannung im äußeren Bereich der Spritzschicht:

$$\begin{aligned} \sigma_{V,S} &= n_B \cdot \tilde{\sigma}(\tilde{z}_{max}) \quad | \quad \text{mit} \quad \tilde{z}_{max} = \frac{h}{2} + e = \frac{h_F + h_S}{2} + e \\ &= n_B \cdot \frac{M}{\tilde{I}} \cdot \left( \frac{h_F + h_S}{2} + e \right) \\ &= n_B \cdot \frac{1}{4} \cdot \frac{l_{Zk}}{\tilde{I}} \cdot \left( \frac{h_F + h_S}{2} + e \right) \cdot \tilde{F} \end{aligned} \quad (\text{A.30})$$

Dies führt schließlich zu:

$$\sigma_{V,S} = \underbrace{n_B \cdot \frac{1}{4} \cdot \frac{l_{Zk}}{\tilde{I}} \cdot \left( \frac{h_F + h_S}{2} + e \right)}_{\text{Verbundwerkstoff}} \cdot \underbrace{\sigma_{P,Zk} \cdot l_{Zk} \cdot b}_{\text{Äußere Belastung}} \cdot \left( 1 - \underbrace{\frac{\frac{E_P \cdot A_P}{h_P} \cdot l_{Zk}^3}{48 \cdot \tilde{E}_F \cdot \tilde{I} + l_{Zk}^3 \cdot \frac{E_P \cdot A_P}{h_P}}}_{\text{Ersatzmodell Polymerhinterguss}} \right) \quad (\text{A.31})$$

Hierbei ist  $\tilde{I}$  das ideelle Flächenträgheitsmoment des Verbundwerkstoffs

$$\tilde{I} = b \cdot \left( \left[ \frac{h_F^3}{12} + h_F \cdot \left( \frac{h_S}{2} - e \right)^2 \right] + n_B \cdot \left[ \frac{h_S^3}{12} + h_S \cdot \left( e - \frac{h_F}{2} \right)^2 \right] \right) \quad (\text{A.32})$$

und  $e$  beschreibt die Lage des ideellen Schwerpunktes:

$$e = \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{h_F + n_B \cdot h_S} \cdot [h_f \cdot h_S (1 - n_B)] \quad (\text{A.33})$$



# Lebenslauf

## Persönliche Daten

Name Jörg W. Kolbe (geb. Witulski)  
Geburtsdatum und -ort 3. Mai 1980 in Bochum  
Familienstand verheiratet  
Staatsangehörigkeit deutsch

## Ausbildung

Juni 1999 Allgemeine Hochschulreife  
Geschwister-Scholl-Gymnasium Wetter  
10/2000–03/2006 Studium des Maschinenbaus  
Universität Dortmund  
Fachrichtung: Maschinentechnik  
Abschluss: Diplom-Ingenieur  
08/2004–09/2004 Studienbegleitendes Auslandspraktikum  
Technische Universität von Bratislava, Slowakei  
08/2005–11/2005 Visiting Scholar am ERC/NSM  
Ohio State University, USA  
Stipendiatenprogramm des Initiativkreises Ruhrgebiet  
2005 Verleihung des Studienpreises des VDW e.V.

## Beruflicher Werdegang

02/2002–06/2005 Studentische Hilfskraft  
Lehrstuhl Maschinenelemente, -gestaltung und  
Handhabungstechnik, Universität Dortmund  
seit März 2006 Wissenschaftlicher Mitarbeiter  
Institut für Umformtechnik und Leichtbau  
Technische Universität Dortmund  
seit September 2010 Leitung der Abteilung Blechumformung