

# **Bauteilqualität und Werkzeugverschleiß beim Fräsen von CFK-Gelege unter räumlichen Eingriffsbedingungen**

Vom Promotionsausschuss der  
Technischen Universität Hamburg-Harburg  
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von  
Felix Brüggemann

aus  
Hamburg

2018

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

Tag der mündlichen Prüfung: 15.05.2018

Wissen schafft Innovation

Herausgeber:

Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze

Prof. Dr.-Ing. habil. Hermann Lödding

Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Christian Nedeß

Band 36:

Bauteilqualität und Werkzeugverschleiß beim Fräsen  
von CFK-Gelege unter räumlichen Eingriffsbedingungen

Felix Brüggemann

1. Auflage

Hamburg 2018

Anschrift:

Technische Universität Hamburg-Harburg  
Institut für Produktionsmanagement und -technik  
Denickestraße 17  
21073 Hamburg

ISSN 1613-8244

Copyright Felix Brüggemann 2018

Herstellung:

Elbepartner Breitschuh & Kock GmbH  
Friesenweg 5b  
22763 Hamburg

Für meine Familie



## Inhaltsverzeichnis

<b>Abkürzungen und Formelzeichen .....</b>	<b>III</b>
<b>1 Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Technik.....</b>	<b>2</b>
2.1 Aufbau und Eigenschaften kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe (CFK).....	2
2.2 Spanende Bearbeitung von CFK .....	5
2.2.1 Trennmechanismen und Materialverhalten.....	8
2.2.2 Zerspankräfte .....	14
2.2.3 Schneidstoffe und Werkzeugverschleiß .....	18
2.3 Delamination bei der spanenden Bearbeitung von FVK.....	23
2.3.1 Modellierung der Delamination beim Fräsen.....	25
2.3.2 Ansätze zur Reduktion von Delamination .....	26
2.4 Erkenntnisstand.....	28
<b>3 Ziel der Arbeit und Vorgehensweise .....</b>	<b>30</b>
<b>4 Modellierung der Eingriffssituation beim Fräsen von UD-FVK .....</b>	<b>32</b>
4.1 Geometrie und Kinematik des Schneideneingriffs .....	32
4.1.1 Geometrische und kinematische Lage von Schneide und Faser .....	33
4.1.2 Effektive Schneidengeometrie, Spannungsdicke und Schnittweg.....	39
4.1.3 Zusammenfassung der Erkenntnisse.....	43
4.1.4 Vorgehen zur experimentellen Untersuchung der Fasertrennung an der Schneide .....	44
4.2 Modellierung des maximalen Faserüberstandes in Abhängigkeit von der Fräsbahn.....	44
4.2.1 Faserüberstände bei linearer Vorschubbewegung .....	45
4.2.2 Faserüberstände bei kreisförmiger Vorschubbewegung .....	46
4.2.3 Faserüberstände bei Vorschubbewegungen entlang von Winkeln ...	53
4.2.4 Zusammenfassung der Erkenntnisse und Ableitung optimierter Vorschubbewegungen.....	61
4.2.5 Vorgehen zur experimentellen Untersuchung der Faserüberstandslängen .....	65
<b>5 Entwicklung eines empirischen Verschleißmodells für das Fräsen von CFK mit Hartmetall .....</b>	<b>66</b>
5.1 Zusammenhang von Faserorientierungswinkel $\Phi$ und Spannungsdicke $h$ beim Fräsen.....	66
5.2 Modellierung des Werkzeugverschleißes beim Fräsen auf Basis von Hobelversuchen .....	69

---

5.3	Vorgehen zur experimentellen Untersuchung des Hobelverschleißes .....	73
5.4	Vorgehen zur experimentellen Untersuchung des Fräserverschleißes.....	75
<b>6</b>	<b>Versuchstechnik .....</b>	<b>78</b>
6.1	Versuchsmaschinen .....	78
6.2	Messtechnik.....	79
6.3	Versuchswerkstoffe und -werkzeuge .....	79
<b>7</b>	<b>Einfluss der Werkzeugneigung auf die Faserüberstände .....</b>	<b>82</b>
7.1	Fräsen mit Sturzwinkel $\rho$ beim Rückspanwinkel $\gamma_p = 0^\circ$ .....	84
7.2	Fräsen mit Seitenwinkel $\lambda$ beim Rückspanwinkel $\gamma_p = 0^\circ$ .....	89
7.3	Fräsen mit Sturzwinkel $\rho$ und Seitenwinkel $\lambda$ beim Rückspanwinkel $\gamma_p = 0^\circ$ .	94
7.4	Kombination von Werkzeugneigung und Rückspanwinkel $\gamma_p \neq 0^\circ$ .....	104
7.5	Ergänzende Aspekte beim Fräsen mit geneigtem Werkzeug .....	110
7.6	Erkenntnisse zum Fräsen mit geneigten Werkzeugen mit variablen $\gamma_p$ .....	113
<b>8</b>	<b>Einfluss der Fräsbahn auf die Faserüberstände .....</b>	<b>115</b>
8.1	Ergebnisse bei kreisförmiger Vorschubbewegung .....	115
8.1.1	Faserüberstände bei herkömmlicher Vorschubbewegung .....	115
8.1.2	Faserüberstände bei optimierter Vorschubbewegung .....	118
8.2	Ergebnisse beim Fräsen von Winkeln .....	120
8.2.1	Faserüberstände bei herkömmlicher Vorschubbewegung .....	120
8.2.2	Faserüberstände bei optimierter Vorschubbewegung .....	122
8.3	Erkenntnisse zum Einfluss der Bauteilkontur auf die Faserüberstände .....	124
<b>9</b>	<b>Einfluss der Fasertrennung auf den Werkzeugverschleiß.....</b>	<b>126</b>
9.1	Analyse des Werkzeugverschleißes beim Fräsen im Teilschnitt .....	126
9.2	Analyse des Werkzeugverschleißes beim Fräsen im Vollschnitt.....	128
9.3	Analyse des Verschleißes beim Hobeln .....	139
9.4	Vergleich zwischen modelliertem und realem Verschleiß beim Fräsen.....	142
9.5	Vergleich des Verschleißes mit den Zerspankräften .....	143
9.6	Erkenntnisse zum Werkzeugverschleiß .....	146
<b>10</b>	<b>Zusammenfassung.....</b>	<b>148</b>
<b>11</b>	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>151</b>
<b>Anhang</b>	<b>.....</b>	<b>162</b>

## Abkürzungen und Formelzeichen

### Abkürzungen

Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Aluminiumoxid
AlCrN	Aluminiumchromnitrid
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CNC	computerized numerical control
Co	Cobalt
CVD	chemical vapour deposition (chemische Gasphasenabscheidung)
DIN	Deutsches Institut für Normung e. V.
EP	Epoxidharz
Fb	Faserbruch
FVK	faserverstärkter Kunststoff
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
GFK	glasfaserverstärkter Kunststoff
GG	Gegenlauf
GL	Gleichlauf
HM	High Modulus
HT	High Tenacity
HV	Vickershärte (Verfahren)
IM	Intermediate Modulus
KOS	Koordinatensystem
MAG	multiaxiales Gelege
PA66	Polyamid 66
PEEK	Polyetheretherketon
PKD	polykristalliner Diamant
PPS	Polyphenylensulfid
RTM	Resin Transfer Moulding
ST	Super Tenacity
TiAlN	Titanaluminiumnitrid
TiCN	Titankarbonitrid
TiN	Titannitrit
UD	unidirektional
UHM	Ultra High Modulus
UP	Ungesättigtes Polyesterharz
VE	Vinylesterharz
WC	Wolframcarbide
WZ	Werkzeug
Zfb	Zwischenfaserbruch
	parallel zur Faser
⊥	senkrecht zur Faser

**Lateinische Formelzeichen**

a	[mm]	spezifischer Abstand zwischen zwei Vorschubbewegungen zur Vermeidung von Faserüberständen/
a <sub>e</sub>	[mm]	Arbeitseingriff
a <sub>p</sub>	[mm]	Schnitttiefe
b	[mm]	Spanungsbreite
b' <sub>1</sub>	[mm]	Abstand zwischen Kante B und der Linie der initialen Fasertrennpunkte, beginnend im Punkt P eines Winkels
b <sub>1</sub> , b <sub>2</sub>	[mm]	Übergangsbereiche an Kanten eines Winkels, an denen die Faserüberstandslängen von denen der linearen Abschnitte derselben Kante abweichen
d	[mm]	Werkzeugdurchmesser
f	[mm]	Vorschub
F <sub>c</sub>	[N]	Schnittkraft
F <sub>cn</sub>	[N]	Schnittnormalkraft
F <sub>f</sub>	[N]	Vorschubkraft
F <sub>F  </sub>	[N]	Faserlängskraft
F <sub>F⊥1</sub>	[N]	erste Faserquerkraft normal zur Laminebene
F <sub>F⊥2</sub>	[N]	zweite Faserquerkraft in der Laminebene
F <sub>fn</sub>	[N]	Vorschubnormalkraft
F <sub>p</sub>	[N]	Passivkraft
f <sub>z</sub>	[mm]	Zahnvorschub
h, h <sub>max</sub>	[mm]	Spanungsdicke, maximale
h <sub>Austritt</sub>	[mm]	Spanungsdicke am Austritt der Schneide aus dem Material im Teilschnitt
h <sub>Decklage</sub>	[mm]	Spanungsdicke an der Decklage bei geneigtem Werkzeug
h <sub>eff</sub>	[mm]	effektive Spanungsdicke
h <sub>m</sub>	[mm]	mittlere Spanungsdicke/ Mittenspanungsdicke
K <sub>IC</sub>	[MPaVm]	Bruchzähigkeit
l <sub>A</sub> , l <sub>B</sub> , l <sub>C</sub>	[mm]	Länge eines Faserüberstandes der Kanten A, B, C eines Winkels
l <sub>axial,gesamt</sub>	[mm]	Länge des genutzten axialen Schneidenbereiches
l <sub>BD</sub>	[mm]	Länge der längsten in die Fräsbahn ragenden Faser der Kante D
l <sub>c</sub>	[m]	Schnittweg
l <sub>c,  </sub>	[mm]	Schnittweg parallel zur Schneide pro Zeitabschnitt
l <sub>c,⊥</sub>	[mm]	Schnittweg senkrecht zur Schneide pro Zeitabschnitt
l <sub>c,final</sub>	[mm]	Einzelschnittweg des Schneidenbereiches, der die qualitätsbestimmende Schnittkante bearbeitet
l <sub>c,final,ρ</sub> , l <sub>c,final,λ</sub>	[mm]	Einzelschnittweg des Schneidenbereiches, der die qualitätsbestimmende Schnittkante bearbeitet, bei Sturzwinkel, bei Seitenwinkel
l <sub>c,Übergang</sub>	[mm]	Einzelschnittweg pro Umdrehung im Übergangsbereich
l <sub>c,λ</sub>	[mm]	Schnittweg pro Umdrehung bei Seitenwinkel
l <sub>c,p</sub>	[mm]	Schnittweg pro Umdrehung bei Sturzwinkel
l <sub>D</sub> , l <sub>D,max</sub>	[mm]	Faserüberstandslänge der Kante D eines Winkels, maximaler

$l_f$	[m]	Vorschubweg
$l_{\text{Kreis}}$	[mm]	theoretisch maximal mögliche Länge eines Faserüberstandes bei kreisförmiger Vorschubbewegung
$l_{\text{Kreis,GL}}, l_{\text{Kreis,GG}}$	[mm]	theoretisch maximal mögliche Länge eines Faserüberstandes bei kreisförmiger Vorschubbewegung an der Gleichlaufseite, an der Gegenlaufseite
$l_{\text{Kreis,II,III}}$	[mm]	theoretisch maximal mögliche Länge eines Faserüberstandes an der Außenkante eines Kreises an der beide Faserenden enden
$l_{\text{lin}}$	[mm]	Länge einer einzelnen in der Fräsbahn liegenden Faser bei linearer Vorschubbewegung
$l_{\text{lin,GL}}, l_{\text{lin,GG}}$	[mm]	theoretisch maximal mögliche Länge eines Faserüberstandes bei linearer Vorschubbewegung an der Gleichlaufseite, an der Gegenlaufseite
$l_{\text{linear}}$	[mm]	theoretisch maximal mögliche Länge eines Faserüberstandes bei linearer Vorschubbewegung
$l_p$	[mm]	Faserüberstand im Eckpunkt der Kanten B und D in einem Winkel
$l_{\text{Übergang}}$	[mm]	Länge des axialen Schneidenbereiches mit variierendem Schnittweg in Folge einer Werkzeugneigung
$l_{\text{Übergang},\lambda}$	[mm]	Länge des axialen Schneidenbereiches mit variierendem Schnittweg in Folge eines Seitenwinkels
$l_{\text{Übergang},\rho}$	[mm]	Länge des axialen Schneidenbereiches mit variierendem Schnittweg in Folge eines Sturzwinkels
$n$	[1/min]	Drehzahl
$R_{\perp 1}$	[-]	Drehmatrix um die $\perp_1$ -Achse
$R_{\perp 2}$	[-]	Drehmatrix um die $\perp_2$ -Achse
$R_a$	[ $\mu\text{m}$ ]	mittlere Rauheit
$R_{\text{außen}}$	[mm]	Radius der Außenkante bei kreisförmiger Vorschubbewegung
$R_{\text{innen}}$	[mm]	Radius der Innenkante bei kreisförmiger Vorschubbewegung
$R_t$	[ $\mu\text{m}$ ]	Rautiefe
$R_{\text{Vorschub}}$	[mm]	Bahnradius des Vorschubes
$R_y$	[-]	Drehmatrix um die y-Achse
$R_z$	[-]	Drehmatrix um die z-Achse
$r_\beta$	[ $\mu\text{m}$ ]	Schneidkantenradius
$s$	[mm]	horizontaler Abstand zwischen Ober- und Unterkante einer nicht rechtwinkligen Schnittfläche
$\vec{s}$	[-]	Schneidenvektor
$\vec{s}'$	[-]	Schneidenvektor in Abhängigkeit von $\varphi'$
$SV$	[ $\mu\text{m}$ ]	Schneidenversatz
$S_\alpha$	[ $\mu\text{m}$ ]	Verschleißverlauf zur Freifläche
$S_y$	[ $\mu\text{m}$ ]	Verschleißverlauf zur Spanfläche
$t$	[mm]	Bauteildicke
$T_G$	[ $^\circ\text{C}$ ]	Glasübergangstemperatur
$v_c$	[m/min]	Schnittgeschwindigkeit
$\vec{v}_c$	[-]	Vektor der Schnittgeschwindigkeit

$\vec{v}'_c$	[-]	Vektor der Schnittgeschwindigkeit in Abhängigkeit von $\varphi'$
$v_{c,  }$	[m/min]	Schnittgeschwindigkeit parallel zur Schneide
$v_{c,  ,\rho}$	[m/min]	Schnittgeschwindigkeit parallel zur Schneide mit Rückspanwinkel
$v_{c,  ,\rho}$	[m/min]	Schnittgeschwindigkeit parallel zur Schneide bei Sturz
$v_{c,\perp}$	[m/min]	Schnittgeschwindigkeit senkrecht zur Schneide
$v_{c,\perp,\rho}$	[m/min]	Schnittgeschwindigkeit senkrecht zur Schneide mit Rückspanwinkel
$v_{c,\perp,\rho}$	[m/min]	Schnittgeschwindigkeit senkrecht zur Schneide bei Sturz
$v_{\text{eff}}$	[m/min]	Effektive Geschwindigkeit
$v_f$	[mm/min]	Vorschubgeschwindigkeit
$\vec{v}'_f$	[-]	Vektor der Vorschubgeschwindigkeit
$v_{f,\text{ccw}}$	[mm/min]	Vorschubgeschwindigkeit einer Bewegung gegen den Uhrzeigersinn (counterclockwise)
$v_{f,\text{cw}}$	[mm/min]	Vorschubgeschwindigkeit einer Bewegung im Uhrzeigersinn (clockwise)
$X$	[-]	Verhältnis der Schnittgeschwindigkeit parallel und senkrecht zur Schneide
$x'$	[mm]	Laufvariable zur Bestimmung der Position der Faserüberstände entlang der Kante D eines Winkels
$x''$	[mm]	Laufvariable zur Bestimmung der Position der Faserüberstände entlang der Kante C eines Winkels
$x_{\text{initial}}$	[mm]	Entfernung des initialen Fasertrennpunktes senkrecht zur Gegenlaufseite

### Griechische Formelzeichen

$\alpha$	[°]	Drehwinkel in der x/y-Ebene (Azimutwinkel)
$\alpha_f$	[°]	Seitenfreiwinkel
$\alpha_{\text{Nutzspitze}}$	[°]	Winkel zwischen Schnittfläche und Decklage in der Nutzspitze
$\alpha_{\text{Schnittkante}}$	[°]	Winkel zwischen Schnittfläche und Decklage an Gleich- oder Gegenlaufseite
$\alpha_w$	[°]	Öffnungswinkel zwischen zwei Geraden
$\alpha_{\Delta}$	[°]	Winkeldifferenz zwischen dem Faserorientierungswinkel am initialen Fasertrennpunkt und dem Fasertrennwinkel an der Schnittkante einer betrachteten Faser
$\beta$	[°]	Drehwinkel in der x/z-Ebene ( $90^\circ - \beta$ entspricht dem Polarwinkel)
$\beta'_{\text{Keil}}$	[°]	effektiver Keilwinkel
$\beta_{\text{Keil}}$	[°]	Keilwinkel
$\gamma_f$	[°]	Seitenfreiwinkel
$\gamma_p$	[°]	Rückspanwinkel
$\delta$	[°]	Drallwinkel
$\Delta F_{\text{Anfang-Ende}}$	[N]	Kraftanstieg vom Schnittende gegenüber dem Schnittbeginn

$\Delta l_{\text{Kreis}}$	[mm]	Längendifferenz eines Faserüberstandes zwischen linearer und kreisförmiger Vorschubbewegung
$\Delta r, \Delta r_{\text{max}}$	[ $\mu\text{m}$ ]	Schneidenverrundung/ radiale Einfederung, maximale
$\Delta r_{\beta}$	[ $\mu\text{m}$ ]	Schneidenabflachung
$\Delta\theta_{\text{Kante}}$	[°]	Winkelbereich, in dem beide Faserüberstände an der Außenkante enden
$\eta$	[°]	Wirkrichtungswinkel
$\theta, \theta_{\text{Kante}}$	[°]	Fasertrennwinkel, an der Schnittkante
$\theta_{\text{Eintritt}}, \theta_{\text{Ausritt}}$	[°]	Fasertrennwinkel am Eintritt, am Austritt
$\theta_{\text{geo,II}}$	[-]	Koordinate der Schneidenposition parallel zur Faserachse
$\theta_{\text{geo,}\perp 1}$	[-]	Koordinate der Schneidenposition senkrecht zur Faserachse und normal zur Laminebene
$\theta_{\text{geo,}\perp 2}$	[-]	Koordinate der Schneidenposition senkrecht zur Faserachse in der Laminebene
$\theta_{\text{Kante,II,III}}$	[°]	Fasertrennwinkel an der Außenkante eines Kreises in dem beide Faserenden enden
$\theta_{\text{kin,II}}$	[-]	Koordinate der effektiven Geschwindigkeit parallel zur Faserachse
$\theta_{\text{kin,}\perp 1}$	[-]	Koordinate der effektiven Geschwindigkeit senkrecht zur Faserachse und normal zur Laminebene
$\theta_{\text{kin,}\perp 2}$	[-]	Koordinate der effektiven Geschwindigkeit senkrecht zur Faserachse in der Laminebene
$\vec{\theta}_{\text{geo}}$	[-]	geometrischer Fasertrennvektor
$\vec{\theta}_{\text{kin}}$	[-]	kinematischer Fasertrennvektor
$\kappa_r$	[°]	Einstellwinkel
$\lambda$	[°]	Seitenwinkel (des Fräasers)
$\lambda_s$	[°]	Schneidenneigung
$\pi$	[°]	Kreiszahl
$\rho$	[°]	Dichte/ Sturzwinkel (des Fräasers)
$\sigma$	[°]	Spitzenwinkel
$\varphi$	[°]	Eingriffswinkel/ Winkel der Verschiebung der Schneidkante
$\varphi'$	[°]	Um den Drehwinkel $\alpha$ erweiterter Eingriffswinkel
$\Phi, \Phi_{\text{initial}}$	[°]	Faserorientierungswinkel, am initialen Fasertrennpunkt
$\Phi_{\text{Ws}}$	[°]	Faserorientierungswinkel relativ zum Werkstück



## 1 Einleitung

Faserverstärkte Kunststoffe (FVK) haben den Vorteil sehr hoher Festigkeit bei gleichzeitig geringer Dichte. Weiterhin bieten FVK ein hohes Maß an Flexibilität bei der belastungsgerechten Konstruktion. Bauteile aus FVK werden seit über zwei Jahrzehnten in diversen Bereichen wie Sportgeräten, Segelflugzeugen, Booten, Windkraftrotoren und Leitwerken großer Flugzeuge eingesetzt [Mic90, Puc96]. Der Anwendungsbereich hat sich im Laufe der Jahre stetig vergrößert. Neue Bereiche wie z. B. die Automobilindustrie wurden hinzugewonnen. Gleichzeitig hat die Anzahl der Publikationen, die sich mit der Thematik der faserverstärkten Werkstoffe befassen, stark zugenommen. Aufgrund unzähliger Werkstoffkombinationen und Aufbauarten sowie verschiedenster Bearbeitungsverfahren und Belastungssituationen gibt es zahlreiche Wissenslücken, die zum vollständigen Verständnis dieser Werkstoffe und zu deren Bearbeitung fehlen [Puc96, Ehr06, Sch07].

Heutzutage ist die Luftfahrtindustrie der größte Anwender von kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK) [Kra15]. Sie setzt diesen insbesondere zur Gewichtsreduktion ein, um den Kraftstoffverbrauch zu senken und somit die Reichweite zu erhöhen. Aktuelle Flugzeuge wie der Airbus A350 und die Boeing 787 kommen auf über 50% FVK-Anteil am Gesamtgewicht. Der Werkstoff kommt überwiegend in den hochbelasteten Strukturbauteilen Rumpf und Flügel zum Einsatz [Sch07, Deg09, Kra15].

Bauteile aus FVK werden endkonturnah gefertigt und weisen in den Randbereichen Pressgrate mit hohen Harzanteilen sowie undefinierten Faserausrichtungen auf [Hoh92]. Um die hohen Qualitätsanforderungen in ausreichender Genauigkeit zu erfüllen, bedarf es in der Regel einer Umrissbearbeitung [Ehr06]. Für diese Umrissbearbeitung wird typischerweise das Fräsen eingesetzt. Vereinzelt kommen das Abrasiv-Wasserstrahlschneiden und bei dünnwandigen Bauteilen das Laserstrahlschneiden zum Einsatz [Ehr06, She09].

Bei der mechanischen Umrissbearbeitung treten an der bearbeiteten Kante häufig Absplittungen und Faserüberstände auf, die allgemein als Delamination bezeichnet werden [Gor03]. Die Montage delaminierter Bauteile ist erschwert. Die mechanische Belastbarkeit im Bereich der Schädigung nimmt ab. Nicht immer kann eine aufwendige Nacharbeit den Ausschuss der Bauteile verhindern. Zu diesem Zeitpunkt haben die Bauteile in der Wertschöpfungskette bereits hohe Kosten verursacht [Gor03, Ghi04].

Beim Fräsen wird die Delamination durch den typischerweise schnell anwachsenden Werkzeugverschleiß in Folge der abrasiv wirkenden Fasern begünstigt. Dennoch stellt das Fräsen aufgrund seiner Flexibilität sowie der Kombinationsmöglichkeit von Bohr- und Fräsprozessen auf derselben Bearbeitungsmaschine aktuell und in absehbarer Zukunft die Technologie der Wahl dar [Har12]. Eine höhere Prozesssicherheit sowie eine längere Standzeit der Werkzeuge sind daher wünschenswert.

Für die Entwicklung anwendungsbezogener Bearbeitungsstrategien ist ein Ausbau des grundlegenden Verständnisses der Delaminationsentstehung sowie des Werkzeugverschleißes bei der Umrissbearbeitung notwendig. Um bestehende Wissenslücken zu schließen, bedarf es insbesondere einer Betrachtung der räumlichen Eingriffsbedingungen beim Fräsen. Die vorliegende Arbeit befasst sich erstmals systematisch mit diesem Thema.

## 2 Stand der Technik

### 2.1 Aufbau und Eigenschaften kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe (CFK)

Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) sind ein Verbund verschiedener Komponenten unterschiedlicher Werkstoffe. Aus diesem Grund findet sich für diese Werkstoffklasse in der Literatur häufig die Bezeichnung Faser-Kunststoff-Verbund (FKV). Im Folgenden wird die Bezeichnung FVK verwendet. Der Verbund der Werkstoffe führt zu einer Verbesserung der mechanischen Eigenschaften gegenüber den Reinstoffen. Diese Verbesserung beruht auf dem aus der Natur übertragenen Prinzip, Kräfte durch hochfeste Fasern aufnehmen zu lassen, wie es z. B. bei Muskeln und Holz der Fall ist. Hierdurch wird eine Leichtbauweise möglich [Sch07, AVK10]. Bei CFK-Werkstoffen werden hochharte Kohlenstofffasern entsprechend der Belastungsrichtung in ein verbindendes polymeres Matrixsystem eingebettet, wodurch der entstehende Werkstoff inhomogen ist und anisotrope Eigenschaften aufweist [Rei91, Rum96, Sch07]. Die Fasern übernehmen die mechanischen Lasten, werden von der Matrix in ihrer Position gehalten und vor Umwelteinflüssen geschützt. Des Weiteren übernimmt die Matrix die gleichmäßige Krafteinleitung in alle Fasern, die zur besseren Haftung mit einer Schlichte überzogen werden [Rum96, Ehr06, Sch07]. Durch die Vielzahl lasttragender Fasern werden Risse an jeder Fasergrenze gestoppt. Die Last wird über die Matrix auf die benachbarten Fasern weitergeleitet. Hierdurch wird im Gegensatz zu homogenen Werkstoffen eine deutlich höhere Ermüdungsfestigkeit erreicht [Sch07].

#### Kohlenstofffasern

Der Aufbau der Kohlenstofffasern ist für die Aufnahme der mechanischen Lasten entscheidend. Das Element Kohlenstoff besitzt starke atomare Bindungsenergien. In Faserform werden die hieraus theoretisch resultierenden hohen Steifigkeiten und Festigkeiten des Werkstoffes am besten nutzbar gemacht. Mit sinkendem Faserdurchmesser nimmt die Anzahl der festigkeitsreduzierenden Fehlstellen entlang der Faser ab. Im Gesamtvolumen der Faser bleibt die Fehlstellenanzahl gleichgroß. Hierdurch wird die Wahrscheinlichkeit eines Sprödbruches reduziert. Sprödbrüche entstehen durch Fehlstellen-induzierte Spannungsspitzen, die aufgrund der mangelnden Duktilität des Werkstoffes nicht plastisch abgebaut werden können. Die Fehlstellen orientieren sich ebenfalls in Faserrichtung, wodurch eine Spannungsüberhöhung verringert und ein Reißen des spröden Werkstoffes erschwert wird [Sch07].

Die Kohlenstofffasern besitzen typischerweise Durchmesser von 5 - 10  $\mu\text{m}$ . Sie werden bevorzugt mittels Ziehen, Spinnen oder Verstrecken hergestellt. In Längsrichtung der Fasern bilden sich Ebenen mit hexagonalen Gittern, in denen jedes Kohlenstoffatom mit drei weiteren Kohlenstoffatomen durch starke kovalente Bindungen verbunden ist. In Querrichtung zur Faser werden die einzelnen atomaren Ebenen durch vergleichsweise schwache Van-der-Waals'sche Bindungen zusammengehalten. Hierdurch ergibt sich ein stark anisotropes Werkstoffverhalten. In Zugrichtung ergeben sich eine hohe Festigkeit und Steifigkeit, die quer zur Faser jedoch deutlich geringer sind. [Rum96, Ehr06, Sch07].

Der Herstellungsprozess hat einen entscheidenden Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften von Kohlenstofffasern. Die Verstreckung der Ausgangsfaser und der Temperatur-Zeitverlauf ermöglichen die gezielte Einstellung der mechanischen Eigenschaften. Dies hat zu einer Vielzahl am Markt verfügbarer Fasertypen geführt. Die Fasertypen werden anhand ihrer Festigkeit und Steifigkeit in fünf Klassen unterteilt, für die in Tabelle 2.1 typische Werte angegeben sind.

Tabelle 2.1: Eigenschaften von Kohlenstofffasern [Rum96, Sch07]

	HT-Faser	ST-Faser	IM-Faser	HM-Faser	UHM-Faser
Filamentdurchmesser [ $\mu\text{m}$ ]	7-8	5-7	6,5-8	6,5-8	k. A.
Dichte [ $\text{g}/\text{mm}^3$ ]	1,74	1,8	1,74	1,81	1,9
E-Modul längs zur Faser [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ]	230000	245000	294000	392000	450000
E-Modul quer zur Faser [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ]	28000	k. A.	k. A.	15200	k. A.
Zugfestigkeit [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ]	3430	4510	4210	2450	2150
Bruchdehnung [%]	1,3	1,8	1,5	0,6	0,4
therm. Ausdehnungskoeff. längs [ $10^{-6}/^\circ\text{C}$ ]	-0,455	k. A.	k. A.	-1,08	k. A.
therm. Ausdehnungskoeff. quer [ $10^{-6}/^\circ\text{C}$ ]	12,5	k. A.	k. A.	31	k. A.

(HT: High Tenacity, ST: Super Tenacity, IM: Intermediate Modulus, HM: High Modulus, UHM: Ultra High Modulus)

Des Weiteren wird zwischen Kurz- (< 1 mm) und Langfasern (1 mm bis 50 mm) sowie den in dieser Arbeit betrachteten Endlosfasern (> 50 mm) unterschieden [Sch07]. Aufgrund des geringen Faserdurchmessers werden Endlosfasern in Bündeln oder Garnen mit 12000 (12k) bis hin zu 48000 Einzelfasern zusammengefasst [She09].

### Matrix

Als Matrixwerkstoff werden verschiedene Harzsysteme eingesetzt. Bei den FVK-Werkstoffen haben sich die irreversibel aushärtenden Duroplaste und die reversibel aushärtenden Thermoplaste etabliert. Die Duroplaste, wie beispielsweise Epoxidharz, stellen heutzutage den größten Anteil der eingesetzten Matrixwerkstoffe in faserverstärkten Kunststoffen dar [Nei04, Ehr06, Sch07]. Duroplastische Matrixsysteme zeichnen sich gegenüber thermoplastischen Matrixsystemen durch eine höhere Festigkeit und Steifigkeit sowie durch eine chemische und thermische Beständigkeit aus. Duroplaste sind leicht zu verarbeiten. Allerdings gewinnen Thermoplaste aufgrund guter Warmformbarkeit und einfacher Recyclingverfahren an Bedeutung [Hoh92, Rum96, Sch07]. Je nach Anwendung kommen verschiedene Matrixwerkstoffe zum Einsatz. Die Eigenschaften typischer Matrixwerkstoffe sind in Tabelle 2.2 gezeigt.

Tabelle 2.2: Eigenschaften ausgewählter Matrixwerkstoffe [Nei04, Ehr06, N.Nd]

	Duroplaste			Thermoplaste		
	Ungesättigtes Polyesterharz (UP)	Epoxidharz (EP)	Vinylesterharz (VE)	Polyamid 66 (PA66)	Polyphenylensulfid (PPS)	Polyetheretherketon (PEEK)
Glasübergangstemperatur $T_G$ [°C]	150	125-196	132	47-80	85-90	140-145
Zugfestigkeit [MPa]	40-75	45-85	80	75-100	70-110	90-105
Biegefestigkeit [MPa]	80-130	100-130	120-140	110	100-140	150
Zug E-Modul [GPa]	2,8-3,5	2,8-3,4	2,9-3,1	3,0-3,5	3,3-3,5	3,5-3,8
Biegung E-Modul [GPa]	3,4-3,8	2,6-3,6	3,0-3,7	2,8	3,5-3,8	3,6
Bruchdehnung [%]	1,3-3,3	1,3-5,0	3,5-5,5	>20	1,5	>50

### Faser-Matrix-Verbund

Die Kombination von Faser und Matrix führt zu einem Verbund, dessen Eigenschaften neben dem Fasertyp und dem Harzsystem durch den Aufbau des Faserhalbzeuges mitbestimmt werden. Die unidirektionale (UD) Ausrichtung der Fasern ermöglicht die maximale Ausnutzung der Festigkeit und somit den Einsatz in hochbelasteten Leichtbauteilen. Die Endlosfasern liegen hierbei parallel zueinander und werden der Lastrichtung entsprechend ausgerichtet [Kön85, Sch07]. Aufgrund wechselnder Lastrichtungen oder aus optischen Gründen werden Gewebe eingesetzt. Diese sind aus sich kreuzenden Kett- und Schussfäden aufgebaut und weisen eine geringere Festigkeit auf. Für die Aufnahme von Belastungen in mehreren Richtungen bei gleichzeitig maximaler Festigkeit der Fasern werden multiaxiale Gelege (MAG) eingesetzt. Hierbei werden mehrere UD-Lagen mit unterschiedlicher Faserorientierung kombiniert (siehe Abbildung 2.1) [Sch07].

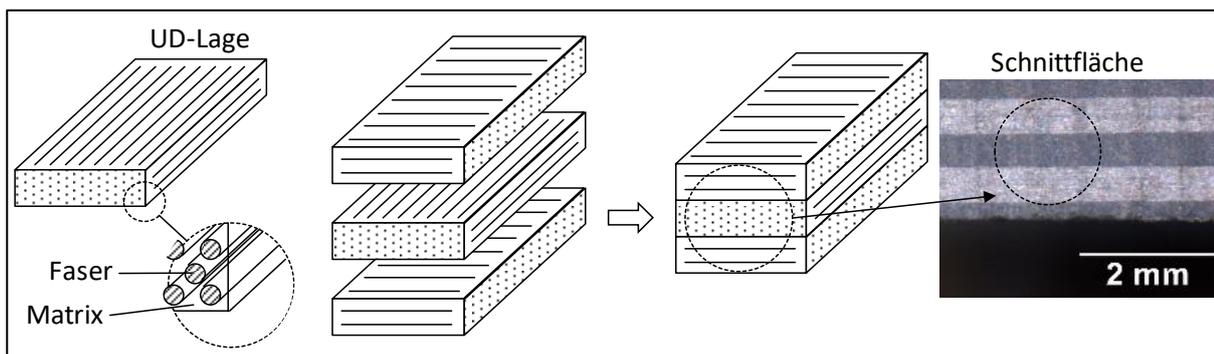


Abbildung 2.1: Aufbau eines CFK-Werkstoffes aus unidirektionalen Lagen [nach Sch07]

Der Faservolumenanteil hochbelasteter Strukturbauteile beträgt typischerweise 60 – 65 % und stellt die Grenze dar, bis zu der die Fasern vollständig von der Matrix umgeben werden. Die Einzelschichtdicken betragen üblicherweise 0,125 mm bis 0,45 mm [Rum96, Nei04, Ehr06, Sch07, AVK10]. In dieser Arbeit wird der Fokus auf hochbelastete CFK-Bauteile der Luftfahrtindustrie mit unidirektionaler Decklage gelegt.

Die Herstellung großflächiger Bauteile erfolgt in der Luftfahrtindustrie typischerweise mittels harzgetränkter Faserhalbzeuge (Prepregs). Diese werden in gewünschter Form, Orientierung

und Anzahl übereinander in die Negativform des Bauteils gelegt und anschließend im Autoklav in einem definierten Temperatur-Druck-Zeitverlauf ausgehärtet. Ein weiteres Herstellungsverfahren ist das Harzinfusionsverfahren, das z. B. für Bauteile in Lasteinleitungsbereichen verwendet wird. Hierbei werden die Faserhalbzeuge mittels Tape-Legetechnik trocken in die Form gelegt und anschließend entweder durch Vakuum oder durch Druckbeaufschlagung – auch Resin Transfer Moulding (RTM) genannt – im Infusions- und Injektionsverfahren mit Harz getränkt. Mit beiden Verfahren werden hohe Faservolumenanteile sowie eine gleichbleibende Bauteilqualität realisiert [Nei04, Sch07]. Die Herstellung erfolgt endkonturnah und Bauteile müssen einer anschließenden formgebenden Bearbeitung des Umrisses unterzogen werden. Die Bearbeitung erfolgt typischerweise spanend mit einem Fräswerkzeug.

## 2.2 Spanende Bearbeitung von CFK

Die spanende Bearbeitung von Werkstoffen erfolgt generell auf mechanischem Weg. Die Relativbewegung einer in einen Werkstoff eingedrungenen Werkzeugschneide führt zum Abtrennen von Werkstoffschichten in Form von Späne [DIN 6584, DIN 6580, DIN 8589-0, Pau08, Klo08]. Die in der Industrie typischerweise angewendeten Bearbeitungsverfahren für CFK sind das Fräsen, das Bohren, das Trennschleifen, das Drehen und das Wasserstrahlschneiden. Das Hobeln zählt nicht hierzu, es wird jedoch aufgrund seiner einfachen Kinematik und somit einer geringen Komplexität der Eingriffsverhältnisse häufig für wissenschaftliche Untersuchungen eingesetzt. Die in dieser Arbeit verwendeten Verfahren Fräsen und Hobeln sowie deren spezifische Merkmale werden im Folgenden dargestellt.

### Fräsen

Die häufigste Form der Umrissbearbeitung von CFK-Bauteilen erfolgt spanend mittels Fräsen, welches in [DIN 8589-3] beschrieben wird. Das Fräsen ist ein spanabhebendes Fertigungsverfahren mit kreisförmiger Schnittbewegung eines meist mehrzahnigen Werkzeuges zur Erzeugung von Werkstückoberflächen. Die Vorschubbewegung verläuft hierbei senkrecht oder schräg zur Drehachse des Werkzeuges [DIN 8589-3, Klo08]. Erfolgt die Bearbeitung mit den am Umfang liegenden Schneiden, wie in dieser Arbeit untersucht, wird das Verfahren als Umfangsfräsen bezeichnet, wohingegen Stirnfräsen mit den stirnseitig angeordneten Nebenschneiden erfolgt [DIN 8589-3].

Die Schnittrichtung der Werkzeugschneiden und die Vorschubrichtung des Werkstückes im Eingriffsbereich können sowohl gleichgerichtet als auch entgegengerichtet sein (siehe Abbildung 2.2). Es wird deshalb zwischen dem Gleich- und Gegenlauffräsen unterschieden [DIN 8589-3, Klo08]. Im Vollschnitt, bei dem der Arbeitseingriff  $a_e$  dem Werkzeugdurchmesser  $d$  entspricht, wird eine Seite der Fräsbahn im Gleich- und die andere Seite im Gegenlauf erzeugt. Eine Bearbeitung ausschließlich im Gleich- oder Gegenlauf kann nur im Teilschnitt mit einem Arbeitseingriff erfolgen, der kleiner als der halbe Werkzeugdurchmesser ist ( $a_e \leq d/2$ ).

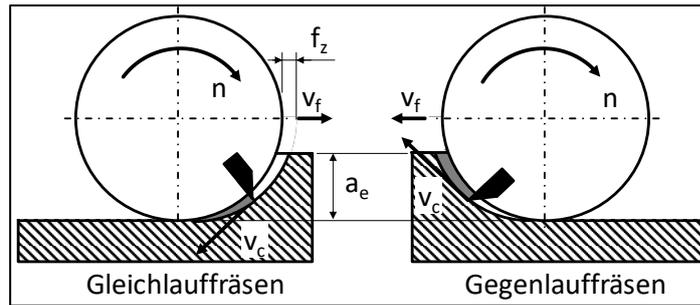


Abbildung 2.2: Gleich- und Gegenlaufräsen [nach Klo08]

Bei der CFK-Bearbeitung wird der Gegenlauf empfohlen und auch typischerweise eingesetzt [Rei91, Hoh92, Rum96]. Die Schneide tritt im Gegenlauf an der zu erzeugenden Werkstückoberfläche mit einer Spannungsdicke  $h$  nahe Null in das Material ein. Hierdurch wird die Stoßbelastung, die zu Schädigungen des Verbundwerkstoffes in Form von Rissen der Matrix führen kann, minimiert [Hoh92]. Zudem wird die thermische Belastung der Werkstückoberfläche im Gegenlauf verringert. Die Schneide besitzt im Zeitpunkt des Kontaktes mit der qualitätsbestimmenden Werkstückoberfläche eine geringere Temperatur, da sie sich vorher nicht direkt im Eingriff befindet.

Aufgrund der Überlagerung von translatorischer Vorschubbewegung und rotatorischer Schnittbewegung ergibt sich eine Zykloidenbewegung der Hauptschneide. Diese weist über dem Eingriffswinkel  $\varphi$  einen sichelförmigen Verlauf der Spannungsdicke  $h$  auf, die bei  $\varphi = 90^\circ$  ihren größten Wert annimmt, der zugleich den Zahnvorschub  $f_z$  darstellt. Die Spannungsdicke  $h$  berechnet sich allgemein wie folgt, wobei  $\kappa_r$  den Einstellwinkel darstellt [Den11]:

$$h(\varphi) = f_z \cdot \sin(\varphi) \cdot \sin(\kappa_r) \quad (2.1)$$

Die häufig zur Beschreibung des Fräsprozesses verwendete Mittenspannungsdicke  $h_m$  bezieht sich auf die mittlere Fläche, die die Schneide im sichelförmigen Schnittbogen überstreicht. Sie wird wie folgt berechnet [Mei89, Tsc11]:

$$h_m = \frac{360^\circ}{\pi * \varphi_s} \cdot \frac{a_e}{D} \cdot f_z \cdot \sin(90^\circ - \gamma_p) \quad (2.2)$$

Aus der Bearbeitung mittels Stirnfräsen ist das in dieser Arbeit verwendete Fräsen mit Sturz bekannt. Um ein Nachschneiden aufgrund der elastischen Formänderungen im Gesamtsystem zu vermeiden, wird die Fräserachse typischerweise mit einem Sturzwinkel von  $\rho = 0,01^\circ$  bis  $1^\circ$  in Vorschubrichtung geneigt [Klo08, Pau08]. Beim Fräsen von CFK hat Hosokawa Untersuchungen mit stark gedrahten Fräsern und Werkstückneigungen, die einem Sturzwinkel von bis zu  $\rho = 38^\circ$  entsprechen, durchgeführt. Durch Abstimmung des Sturzwinkels auf den Rückspanwinkel lagen die resultierenden Zerspankräfte hierbei in der Werkstückebene. Mit zunehmendem Sturzwinkel konnte eine höhere Qualität an der Schnittkante und -fläche erreicht werden [Hos14].

Im Gegensatz zu homogenen Werkstoffen sind bei CFK-Werkstoffen orientierte Fasern mit spezifischen richtungsabhängigen Eigenschaften enthalten. Bei der Zerspanung macht dies eine detaillierte Betrachtung der Eingriffsverhältnisse erforderlich. Die Lage der Fasern relativ

zum Werkzeug definierte Hohensee [Hoh92] mittels Faserorientierungswinkel  $\Phi$  und Fasertrennwinkel  $\theta$ . Der Faserorientierungswinkel  $\Phi$  wird mathematisch positiv vom Vorschubvektor aus zur Faserachse gemessen (siehe Abbildung 2.3 a)). Der Fasertrennwinkel  $\theta$  wird mathematisch positiv vom Schnitttrichtungsvektor aus zur Achse der ungetrennten Faser gemessen (siehe Abbildung 2.3 b)). Aufgrund der rotatorischen Bewegung der Schneiden ändert sich der Fasertrennwinkel  $\theta$  mit dem Eingriffswinkel  $\varphi$  des Werkzeugs. Die Winkel werden in der Literatur teilweise abweichend definiert [vgl. Wan03, Ili08a, Las11, An15]. Im Folgenden wird die Definition nach Abbildung 2.3 verwendet.

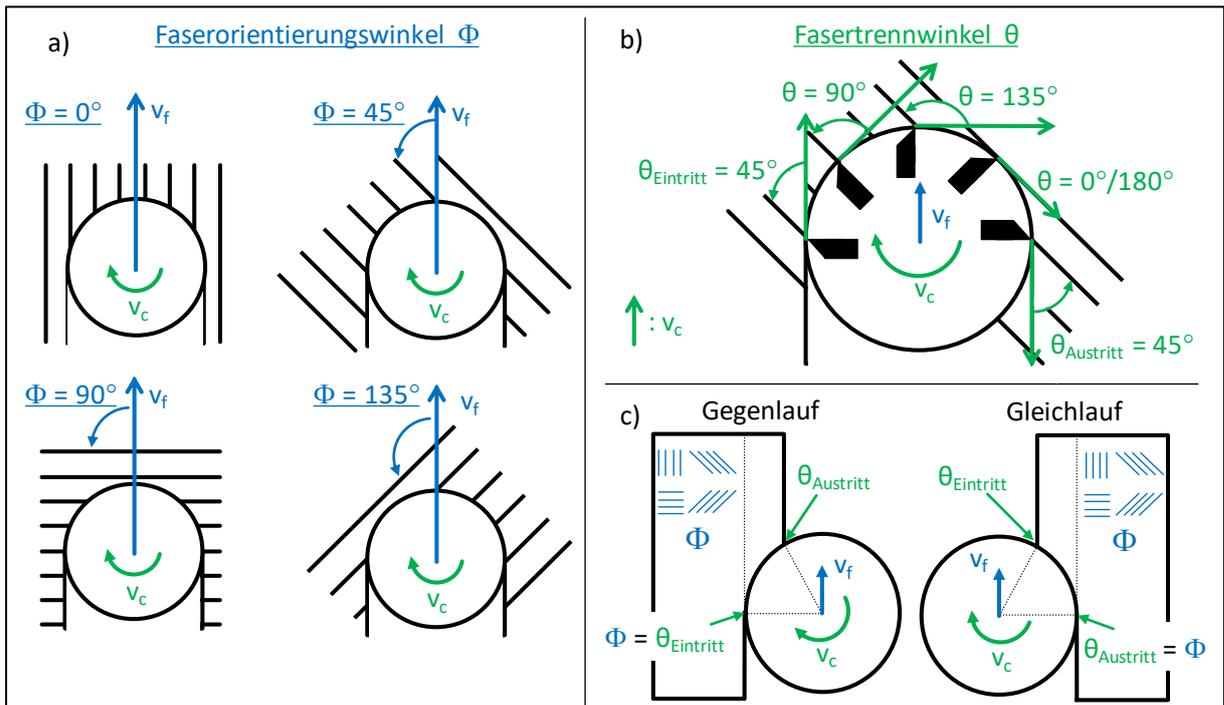


Abbildung 2.3: a) Faserorientierungswinkel  $\Phi$  und b) Fasertrennwinkel  $\theta$  [nach Hoh92] sowie c) Unterscheidung der Fasertrennwinkel am Ein- und Austritt beim Gegen- und Gleichlauffräsen

Im Querschnitt sind die Fasertrennwinkel  $\theta$  beim Ein- und beim Austritt aus dem Material identisch und stimmen bei einem rechtssinnig drehenden Werkzeug mit dem Faserorientierungswinkel  $\Phi$  überein. Im Teilschnitt unterscheiden sich die Fasertrennwinkel bei Ein- und bei Austritt (siehe Abbildung 2.3 c)).

In [Col91, Rei91, Col92, Rum96, Dav05] sowie jüngst in [Har12, Hin13, Hin15a, Hen15, Mae15, Hin17] erfolgten zahlreiche Untersuchungen zur Umrissbearbeitung, um ein tieferes Verständnis der CFK-Zerspannung zu gewinnen. Hierbei wurde festgestellt, dass der Faserorientierungswinkel  $\Phi$  einen großen Einfluss auf die spanende Bearbeitung besitzt und keinesfalls vernachlässigt werden darf.

Beim Fräsen ändert sich aufgrund der rotierenden Schnittbewegung der Fasertrennwinkel  $\theta$  und somit der jeweilige Belastungszustand. Dies führt zu unterschiedlichen Versagensformen des Werkstoffes [Rum96, Puc96, Hoh92]. Die sich hierbei ergebenden Trennmechanismen wurden bisher vorwiegend mittels Hobeln im Orthogonalschnitt [vgl. Rum96, Ili08a, Bec11,

Hoc12] sowie vom Orthogonalschnitt abweichend von Schütte [Sch14] untersucht. Im Orthogonalschnitt haben der Faserorientierungswinkel  $\Phi$  und der Fasertrennwinkel  $\theta$  den gleichen Wert.

### **Hobeln**

Das Bearbeitungsverfahren Hobeln wird in [DIN 8589-4] definiert als "Spanen mit wiederholter, meist geradliniger Schnittbewegung und schrittweiser, zur Schnittrichtung senkrechter Vorschubbewegung." Das Hobeln ermöglicht gegenüber dem Fräsen eine einfache wissenschaftliche Betrachtung ausgewählter Zerspan- und somit Belastungssituationen insbesondere durch konstante Fasertrennwinkel  $\theta$  und Spannungsdicken  $h$ . Beim Orthogonalschnitt befindet sich die gerade Hauptschneide ohne Neigung ( $\lambda_s = 0^\circ$ ) und senkrechtem Einstellwinkel  $\kappa_r = 90^\circ$  im Eingriff, wodurch keine Passivkräfte vorliegen. Zudem können eine konstante Spannungsdicke  $h$  sowie Schnitttiefe  $a_p$  bzw. Spannungsbreite  $b$  eingestellt werden.

#### **2.2.1 Trennmechanismen und Materialverhalten**

##### **Trennmechanismen**

Bei der Zerspanung von CFK bestimmen die Eingriffsverhältnisse maßgeblich den Schädigungsablauf im Material und somit die Trennmechanismen. Diese unterscheiden sich deutlich von denen homogener Werkstoffe. Der Faserorientierungswinkel  $\Phi$  kommt als bedeutende Kenngröße zu den bekannten Größen Werkzeuggeometrie, Spannungsdicke, Spannungsbreite sowie den Schnittparametern hinzu.

Der Schädigungsablauf im CFK-Werkstoff bei der Zerspanung wird durch die Belastungsart und -richtung sowie den Verbundaufbau bestimmt. Die Bruchfläche einzelner Fasern variiert hierbei in Abhängigkeit von der zuvor auf sie eingewirkten Belastung [Haw75, Da 84, Rum96, Wan17a]. Im Verbund kommt es zu unterschiedlichen Spannungen, die komplexe Versagensmechanismen wie Brüche und Risse hervorrufen. Für eine vereinfachte, lokale Beschreibung der Spannungen im anisotropen und inhomogenen Verbund hat [Puc96] ein Grundelement einer UD-Einzelschicht definiert, in dem nicht die tatsächlichen Spannungen betrachtet werden, sondern die rechnerisch über den aus Faser- und Matrixquerschnitten gemittelten Spannungen.

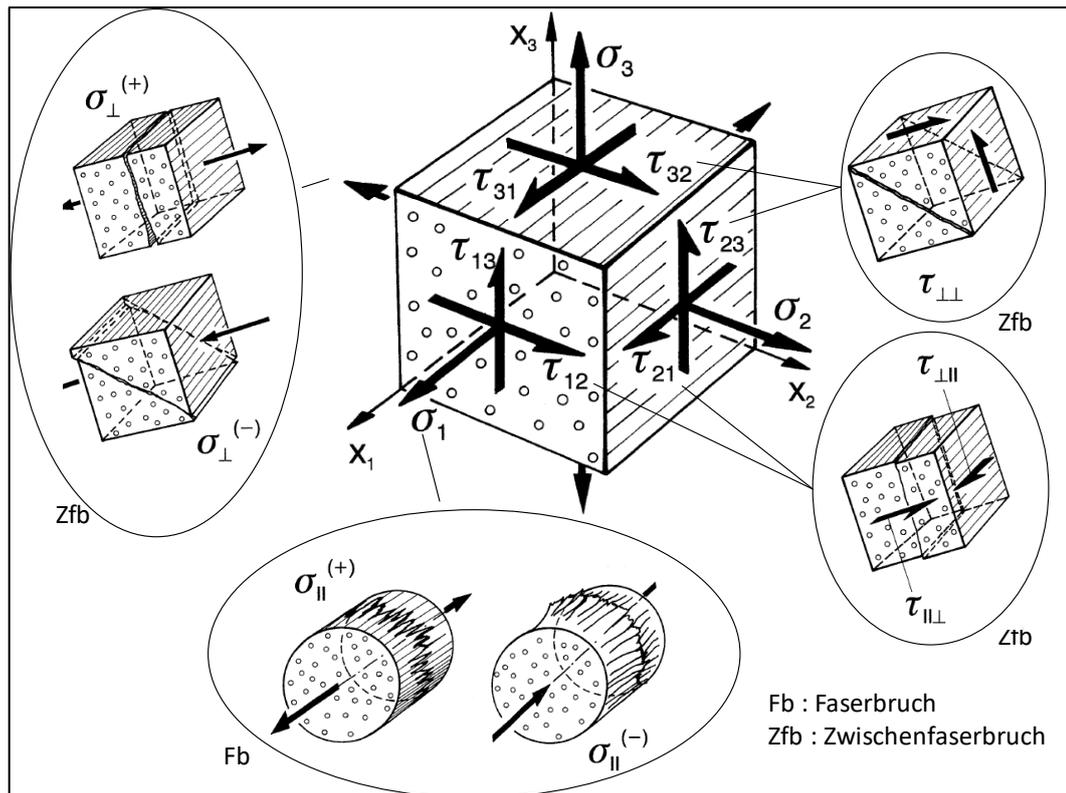


Abbildung 2.4: Versagensmechanismen bei unterschiedlichen Spannungen an einem Element aus UD-Fasern  
[nach Puc96, Ehr06]

An dem UD-Element wurden die möglichen Spannungen und Versagensarten bei einachsiger Belastung analysiert (siehe Abbildung 2.4). Durch die resultierenden Normal- und Schubspannungen erfahren die Fasern Belastungen längs und quer zur Faserachse. Je nach Richtung der äußeren Zug- oder Druckbelastung kommt es zum Brechen der Fasern, dem sogenannten Faserbruch (Fb), sowie zu einem Versagen der Matrix, dem Zwischenfaserbruch (Zfb). Insgesamt treten drei orthogonale Ebenen auf, entlang derer der Werkstoff die Spannungen durch Versagen von Matrix und/oder Faser abbaut [Rum96, Sch07]. Der Zwischenfaserbruch tritt aufgrund der geringeren Festigkeit der Matrix gegenüber der Faser deutlich häufiger auf als der Faserbruch [Puc96, Ehr06, Sch07]. Der Zwischenfaserbruch zwischen der Laminatdecklage und einer darunter befindlichen Laminatlage wird als Delamination bezeichnet und ist ein bedeutender Fertigungsfehler [Puc96, Har12, Sch14].

Bei der spannenden Bearbeitung von CFK führen die dynamischen und mehrachsigen Beanspruchungen beim Eindringen der Schneide zu den oben beschriebenen Versagensmechanismen. Jedoch überlagern sich diese und führen in der Praxis zu einem wesentlich komplexeren Versagensgeschehen mit unterschiedlichen Versagensebenen in der Wirkzone [Sch14].

Koplev ermittelte den Fasertrennwinkel  $\theta$  als bedeutende Einflussgröße für die vorliegenden Trennmechanismen [Kop80, Kop83]. Aus Erkenntnissen phänomenologischer Untersuchungen wurden in Abhängigkeit vom Fasertrennwinkel  $\theta$  weitere unterschiedliche Trennmechanismen ermittelt [Rum96, Aro96], die später vielfach bestätigt wurden [Wan03, Ili10b, Sch14, Lop16]. In Abbildung 2.5 sind die fünf Trennmechanismen im Orthogonalschnitt nach Rumenhöller [Rum96] schematisch dargestellt.

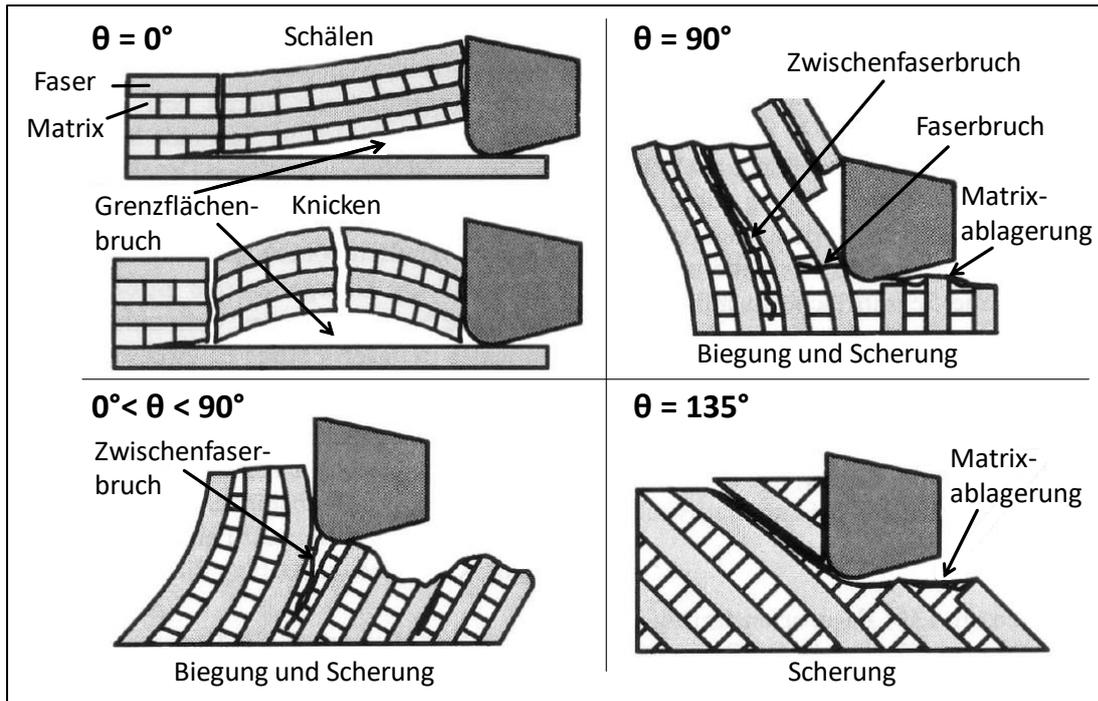


Abbildung 2.5: Trennmechanismen bei unterschiedlichen Fasertrennwinkeln  $\theta$  [nach Rum96, Sch14]

In der Theorie wird die Materialtrennung als Folge des Überschreitens der Dehngrenze im Bereich der Schneide durch eine elastische Deformation beschrieben [Hoh92], die in Schnittrichtung und normal hierzu erfolgt [Aro97]. Bei der Trennung von CFK mit duroplastischer Matrix herrscht nach dem Überschreiten der Dehngrenze ein Sprödbbruchverhalten ohne plastische Verformung vor [Wan95a, Rum96, Aro97]. Im Folgenden werden die Aspekte der Trennmechanismen und des Materialverhaltens für die sich stark unterscheidenden Fasertrennwinkelbereiche (siehe Abbildung 2.5), einzeln beschrieben.

Die Schnittrichtung und die Fasern liegen bei einem Fasertrennwinkel von  $\theta = 0^\circ/180^\circ$  parallel zueinander, wodurch eine große Druckbelastung in Faserlängsrichtung auftritt [Rum96]. Die hierdurch eingebrachten Spannungen werden bei positivem Spanwinkel bevorzugt durch ein Abschälen der Fasern von der Schnittfläche und bei Überschreiten der Biegespannung mit einem Bruch vor der Schneide abgebaut. Bei negativem Spanwinkel dominieren eine Vielzahl von Einzelbrüchen infolge von Knickung, wodurch kleine Spanbruchstücke entstehen. In beiden Fällen erfolgt das Ablösen der Späne durch einen Zwischenfaserbruch zwischen Span und Schnittfläche [Rum96].

Die senkrechte Lage der Faser zur Schnittrichtung bei dem Fasertrennwinkel  $\theta = 90^\circ$  führt zu einer Biegung der Fasern in Schnittrichtung. Die Folge sind Zwischenfaserbrüche in Schnittrichtung, die in die Schnittfläche hineinreichen können [Rum96, Pwu98]. Zudem wird die Schnittfläche in Faserlängsrichtung durch eine hohe Druckbelastung unterhalb der Schneide stark gestaucht, wodurch das Risswachstum begünstigt wird. Direkt vor der Schneide führt die Biegung und Scherung beim Erreichen der zulässigen Dehnung zum Faserbruch [Rum96]. Die Späne werden anschließend entlang der Zwischenfaserbrüche aus dem Material geschoben.

Die Trennmechanismen im Fasertrennwinkelbereich  $0^\circ < \theta < 90^\circ$  sind eine Kombination der Fälle  $\theta = 0^\circ$  und  $\theta = 90^\circ$ . Mit größer werdendem Fasertrennwinkel nehmen die Druckkräfte in Faserlängsrichtung ab, während die Biegebelastung steigt [Rum96]. Die Biegebelastung führt einerseits zu großen Verformungen und somit Zwischenfaserbrüchen und andererseits in Kombination mit der Druckbelastung zu einer Scherbelastung an der Schneidkante. In der Folge entstehen Risse senkrecht zur Faserlage, die unterhalb der Schneide beginnen und sich der Schneide voreilend zur Werkstückoberfläche ausbreiten [She09]. Dies führt zu großen Spänen, die von der Schneide aus dem Verbund gerissen werden [Rum96].

Im Fasertrennwinkelbereich  $90^\circ < \theta < 180^\circ$  liegen die Fasern vorwiegend in Schnittrichtung, wodurch sich die Spanbildung von den anderen Faserorientierungen unterscheidet [Rum96]. Aufgrund der geringen Biegebelastung [Wan03] folgen hohe Druckbelastungen quer zur Faser. Dies wiederum führt zu Faserbrüchen und zu einem starken Einfedern des Werkstoffes unterhalb der Schneide [Aro96]. Die einzelnen Spansegmente werden anschließend entlang der Faserorientierung aus dem Verbund geschoben [Bha95, Rum96]. Wenn die Spannungsdicke geringer als die Einfederung ist, kommt es anstelle definierter Spanbildung zu Quetschvorgängen unterhalb der Schneide [Rum96].

Insbesondere bei Verfahren wie dem Fräsen mit kontinuierlich wechselndem Fasertrennwinkel und variierender Spannungsdicke steigt die Komplexität der Trennmechanismen deutlich an. Ebenfalls führt die fertigungsbedingte Verrundung der Schneide zu keinem definierten Schneiden der Fasern, sondern verstärkt zu elastischer Deformation und einer Fasertrennung durch eine Kombination von Zug, Druck und Biegung [Sch11]. Das im Folgenden beschriebene experimentell ermittelte Materialverhalten liefert somit ein tieferes Verständnis der Vorgänge während der Zerspanung.

### **Elastisches Werkstoffverhalten**

Im Fasertrennwinkelbereich  $0^\circ < \theta < 90^\circ$  bewirkt der große E-Modul in Faserlängsrichtung ein geringes Einfedern des Materials unterhalb der Schneide. Im Bereich  $90^\circ < \theta < 180^\circ$  tritt vorwiegend eine Faserquerbelastung auf, und der geringe E-Modul führt zu einer großen Einfederung unterhalb der Schneide [Zha01, Wan03, Hin07, Har12]. Die größte Deformation wurde bei einem Fasertrennwinkel von  $\theta = 135^\circ$  gemessen. Allgemein nimmt die Deformation mit steigender Verrundung der Schneidkante zu und kann bis zum Zweifachen des Schneidkantenradius  $r_\beta$  betragen [Hin07].

Mit steigender Schnittgeschwindigkeit ähnelt das Eindringen der Schneide ins Material einer schlagenden Bewegung. Die elastische Verformung des Materials nimmt ab und die Kontaktzeit von Material und Schneide verkürzt sich [Rei91]. Die grundlegenden Trennmechanismen ändern sich jedoch nicht durch die Zu- oder Abnahme der elastischen Verformung [Wan03, She09]. Durch das Ausweichen des Materials in dessen Dickenrichtung sowie das anschließende Rückfedern [Hoh92] verlängert sich die Kontaktlänge zwischen Material und Schneide [Aro97].

Aufgrund der elastischen Verformung weichen die nominale und die reale Spannungsdicke voneinander ab. Kleine Spannungsdicken führen zu Quetschvorgängen im Material, die insbesondere im Fasertrennwinkelbereich  $0^\circ < \theta < 90^\circ$  zu einem Versagen der Matrix und sehr rauen

Oberflächen führen. Bei sehr kleinen Spannungsdicken unterhalb des Faserdurchmessers liegt keine Faserentrennung mehr vor [Wan03].

### Spanbildung und -formen

Die oben beschriebene Spanbildung für die einzelnen Faserentrennwinkelbereiche ist durch ein Spröbruchverhalten gekennzeichnet, bei dem kein zusammenhängender Span entsteht. Die Ablaufgeschwindigkeit der Späne in Form von feinen Stäuben und kleinen Faserbruchstücken [Kop83, Ahm09] wird stark durch den Faserentrennwinkel beeinflusst. Sie ist mindestens so schnell wie die Schnittgeschwindigkeit und kann bis zum Dreifachen der Schnittgeschwindigkeit betragen, da die ins Material eingebrachte Verformungsenergie beim Rückfedern teilweise in kinetische Energie umgewandelt wird und die Späne keine plastische Verformung aufweisen [Rei91].

Je größer die Faserquerkraft ist, desto günstiger ist die Spanbildung [Wan03], da die Faser quer zu ihrer Achse eine geringere Steifigkeit und somit einen geringeren Versagenswiderstand bildet. Der Faserentrennwinkel ist somit entscheidend für die Mechanismen der Spanbildung und der -formen [Wan95a]. Der Einfluss der Schnittbedingungen [Pwu98] sowie des Spanwinkels ist hingegen gering [She09].

### Oberflächenbeschaffenheit

Insbesondere beim Fräsen variiert die **Oberflächenrauheit** bei der spanenden Bearbeitung von CFK stark. Sie wurde in Abhängigkeit von verschiedenen Parametern wie Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ , Spannungsdicke  $h$ , Zahnvorschub  $f_z$  und Werkzeuggeometrie sowie hinsichtlich des Faserorientierungswinkels  $\Phi$  untersucht. Die Ergebnisse wurden in zahlreichen Publikationen anhand typischer Rauheitskenngrößen wie der mittleren Rauheit  $R_a$  und der Rautiefe  $R_t$  beschrieben [Kön85, Spu95, Rum96, Kin10, Cha12, Sch14]. Bei allen Untersuchungen zeigte sich eine Abhängigkeit der Oberflächenrauheit vom Faserentrennwinkel. Die Oberflächenrauheit nimmt über alle Verfahren wie Fräsen, Bohren und Hobeln im Bereich  $0^\circ < \theta < 90^\circ$  tendenziell die größten Werte an. Das Maximum liegt bei etwa  $\theta = 45^\circ$  [Kin10, Wan03, Cha12, Sch14, Wan17a]. Beim Fräsen können die Werte an der im Gegenlauf erzeugten Schnittfläche bei einem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 0^\circ$  auf das gleiche Niveau steigen [Kin10]. Bei den Faserentrennwinkeln  $\theta = 0^\circ$  und  $90^\circ$  liegen typischerweise die geringsten Oberflächenrauheiten vor [Rum96, Wan03]. Für den Einfluss der Schnitt- und der Vorschubgeschwindigkeit auf die Oberflächenrauheit widersprechen sich die Ergebnisse teilweise [Spu95, Had13]. Dies ist auf die Verwendung unterschiedlicher Schneidstoffe, Werkzeuggeometrien und CFK-Werkstoffe zurückzuführen. Eine weitere Einflussgröße bildet die Aufschmierung von Matrixwerkstoff und Faserbruchstücken, die insbesondere im Faserentrennwinkelbereich  $0^\circ < \theta < 90^\circ$  die Oberflächenrauheit reduziert [Kop83, Wan95a].

Neben der Rauheit kann die Oberfläche verschiedene Schädigungen wie lokale Verbrennungen bei Duroplasten oder Aufschmelzung bei Thermoplasten durch hohe Zerspanntemperaturen aufweisen [Spu95]. Ebenso kann es zu interlaminaeren Schädigungen wie Rissen, insbesondere bei  $\theta = 90^\circ$  [Wan03], sowie freigelegten [AVK10] oder herausgerissenen [Kat13] Fasern kommen. Jede Schädigung der Schnittfläche begünstigt das Eindringen von gasförmigen oder

flüssigen Medien, die die Funktion des Werkstoffes beeinträchtigen können. Sie ist daher unerwünscht [Sch07].

Die **Reibung** zwischen Werkstoff und Schneide wird ebenfalls signifikant durch die Faserorientierung beeinflusst [Bha95]. Neben der Faserorientierung und dem daraus resultierenden elastischen Verhalten ist die durch die unterschiedlichen Trennmechanismen entstehende Oberflächentopographie vor der Schneide für den Kontakt zwischen Werkstoff und Schneide bedeutend. Der Reibungskoeffizient  $\mu$  wird aus Schnittkraft und Schnittnormalkraft unter Berücksichtigung des Spanwinkels berechnet. Der Reibungskoeffizient besitzt sein Maximum bei einem Fasertrennwinkel von ca.  $\theta = 165^\circ$  und sein Minimum bei ca.  $\theta = 90^\circ$  [Ahm09]. Reibtests mit einem monokristallinen Diamanten auf einem CFK-Gelege zeigten, dass die Zugabe von Emulsion den Reibungskoeffizienten verringert, wohingegen eine Erhöhung der Anpresskraft einen deutlich geringeren Einfluss besitzt [Mon10].

### Thermisches Einsatzverhalten

CFK besitzt einen negativen thermischen Ausdehnungskoeffizienten. Im Gegensatz zu metallischen Werkstoffen bedeutet dies, dass sich CFK-Werkstoffe bei steigender Temperatur zusammenziehen [Hor12, Roh96]. Hierbei besitzen jedoch ausschließlich die Kohlenstofffasern einen negativen thermischen Ausdehnungskoeffizienten. Die Matrix verhält sich qualitativ wie metallische Werkstoffe [Sch93, Rum96, Sch07]. Die Orthotropie einer UD-Lage bewirkt somit, dass eine Temperaturänderung zu einer unterschiedlichen Dehnung parallel und senkrecht zu den Fasern führt [Sch07].

Bei der Bohr- und Fräsbearbeitung zeigt sich auf der bearbeiteten Werkstückoberfläche direkt hinter der Schneide ein fasertrennwinkelabhängiger Temperaturverlauf [Kin10, Hin14]. Die geringsten Temperaturen werden bei einem Fasertrennwinkel von etwa  $\theta = 45^\circ$  und die größten im Bereich um  $\theta = 135^\circ$  gemessen [Hin14]. Die Temperaturen in der Wirkzone können hierbei Werte deutlich oberhalb der Glasübergangstemperatur  $T_G$  erreichen [Kin10, Had13, Hin14]. An der Gleichlaufseite werden die höchsten Temperaturen gemessen [Hin12a].

Die Orientierung der Fasern bewirkt zudem eine richtungsabhängige Wärmeleitfähigkeit des CFK-Werkstoffes, da die Fasern eine deutlich größere Leitfähigkeit als die Matrix aufweisen [Sch07, Kin10]. Die Wärme wird von der Schnittfläche aus in Faserlängsrichtung aus der Prozesszone abgeleitet, wodurch die Wärmeeinflusszone im Bereich  $\theta = 90^\circ$  deutlich ausgeprägt und bei  $\theta = 0^\circ$  sehr klein ist [Hin14].

Neben der Faserorientierung haben die Schnittparameter beim Fräsen einen Einfluss auf die Werkstücktemperatur. So steigen mit kleinerem Zahnvorschub die Zerspantemperaturen [Rei91]. Bei konstantem Zahnvorschub nimmt die Temperatur mit steigender Schnittgeschwindigkeit zu. Die Wärmeausbreitung in das Material nimmt jedoch mit steigender Schnittgeschwindigkeit trotz höherer Temperaturen ab [Yas13]. Dies kann auf die geringere Kontaktzeit zwischen heißer Schneide und Werkstück bei insgesamt geringer Wärmeleitfähigkeit des Verbundwerkstoffes CFK zurückgeführt werden.

Aufgrund der geringen Wärmekapazität von CFK wird der größte Teil der entstehenden Prozesswärme über das Werkzeug abgeführt. Der Zerspanprozess unterscheidet sich somit deutlich gegenüber der Zerspannung metallischer Werkstoffe, bei der die Wärme überwiegend durch die Späne abtransportiert wird [Gra88].

### 2.2.2 Zerspankräfte

Bei der Zerspannung von homogenen Materialien werden die Zerspankräfte maßgeblich durch die Eingriffsbedingungen, die Werkzeuggeometrie sowie die Werkstoffeigenschaften bestimmt [Den11]. Wie aufgrund der unterschiedlichen Trennmechanismen zu erwarten, zeigt sich bei CFK-Werkstoffen eine starke Abhängigkeit vom Fasertrennwinkel [Wan95a, Aro97], die unabhängig von Faserart und typischem Faservolumen ist. Aufgrund der großen Vielfalt von CFK-Werkstoffen, Schneidstoffen und Fertigungsverfahren mit dazugehörigen Werkzeuggeometrien sind bisherige wissenschaftliche Untersuchungen nur bedingt vergleichbar. In Bezug auf die Zerspankräfte zeigen sich jedoch übereinstimmende spezifische Ergebnisse bei allen Fertigungsverfahren [Sch14].

#### Einfluss des Fasertrennwinkels $\theta$

Die geringsten Schnittkräfte  $F_c$  und Schnittnormalkräfte  $F_{cn}$  werden im Fasertrennwinkelbereich  $0^\circ < \theta < 90^\circ$  gemessen, wohingegen die größten bei gleichzeitig sehr stetigem Kraftniveau im Bereich zwischen  $90^\circ < \theta < 180^\circ$  liegen [Bha95, Wan95a, Hu01, Ili08a, She09, Pec12, Sch14, An15]. Hierbei korreliert die Schnittkraft  $F_c$  mit den Trennmechanismen [She09]. Das Maximum der Schnittkraft  $F_c$  liegt bei einem Fasertrennwinkel von etwa  $\theta = 90^\circ$ , wohingegen das Minimum im Bereich  $0^\circ < \theta < 45^\circ$  liegt [She09, Sch14, Har12]. Die Schnittnormalkraft  $F_{cn}$  spiegelt den Kontaktbereich von Schneide und Schnittfläche wieder [She09] und wird stark durch die elastische Verformung des Werkstoffes beeinflusst [Bha95, Hin07]. Wie auch bei der Schnittkraft liegt das Kraftminimum der Schnittnormalkraft im Bereich  $0^\circ < \theta < 45^\circ$  [An15], das Maximum hingegen tritt bei ca.  $\theta = 150^\circ$  auf [Aro97, Sch14].

#### Einfluss der Schnittgeschwindigkeit $v_c$ und Spanungsdicke $h$

Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  nehmen die Schnittkräfte und Schnittnormalkräfte aufgrund höherer Temperaturen in der Wirkzone tendenziell ab [Wan95a, An15, Had13]. Für temperierte Werkstücke konnte bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten im Teilschnitt ein Anstieg der Schnittkraft  $F_c$  zwischen  $20^\circ\text{C}$  und  $-40^\circ\text{C}$  festgestellt werden [Pec12].

Der Einfluss der Spanungsdicke  $h$  ist deutlich geringer als der des Fasertrennwinkels  $\theta$  [Hin12b]. Generell steigt die Schnittkraft mit größerer Spanungsdicke an [Hoc93, Wan95a, Wan03, Had13, Wan15]. Bei einem Fasertrennwinkel  $\theta = 150^\circ$  steigt die Schnittnormalkraft mit größerer Spanungsdicke bis zum Erreichen der konstanten maximalen Einfederung an und bleibt anschließend auf einem nahezu konstanten Niveau [Wan03]. Im Orthogonalschnitt erzeugt eine größere Spanungsdicke bei gleichem Fasertrennwinkel tendenziell größere Schnittkräfte und Schnittnormalkräfte [An15].

Beim Fräsen wird bei einem Eingriffswinkel von  $\varphi = 90^\circ$  die größte Spanungsdicke  $h$  erreicht, wodurch bei homogenen Materialien typischerweise die größten Zerspankräfte auftreten

[Den11]. Bei Fräsversuchen im Vollschnitt an einem unidirektionalen CFK weichen die Zerspankraftverläufe von denen homogener Materialien ab. Es zeigt sich ein über dem gesamten Schnittbogen dominierender Effekt des geringen Zerspankraftniveaus bei einem Fasertrennwinkel von  $\theta = 45^\circ$  [Kar12, Hin12b] (siehe Abbildung 2.6). Wie aus der Abbildung ersichtlich liegen beispielsweise bei einem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 135^\circ$  bei einem Eingriffswinkel  $\varphi = 90^\circ$  sehr geringe Zerspankräfte vor. An dieser Stelle treffen die größte Spannungsdicke  $h$  und ein Fasertrennwinkel  $\theta = 45^\circ$  aufeinander. Vor und nach dem Erreichen von  $\varphi = 90^\circ$  treten deutlich größere Zerspankräfte auf.

Die Verläufe von Schnittkraft  $F_c$  und Schnittnormalkraft  $F_{cn}$  sind qualitativ gleich, wobei die Schnittnormalkraft – ausgenommen im Bereich um  $\theta = 90^\circ$  – ein tendenziell höheres Kraftniveau besitzt [Kar12]. Aus diesem Grund wird an dieser Stelle insbesondere auf die Schnittnormalkraft eingegangen.

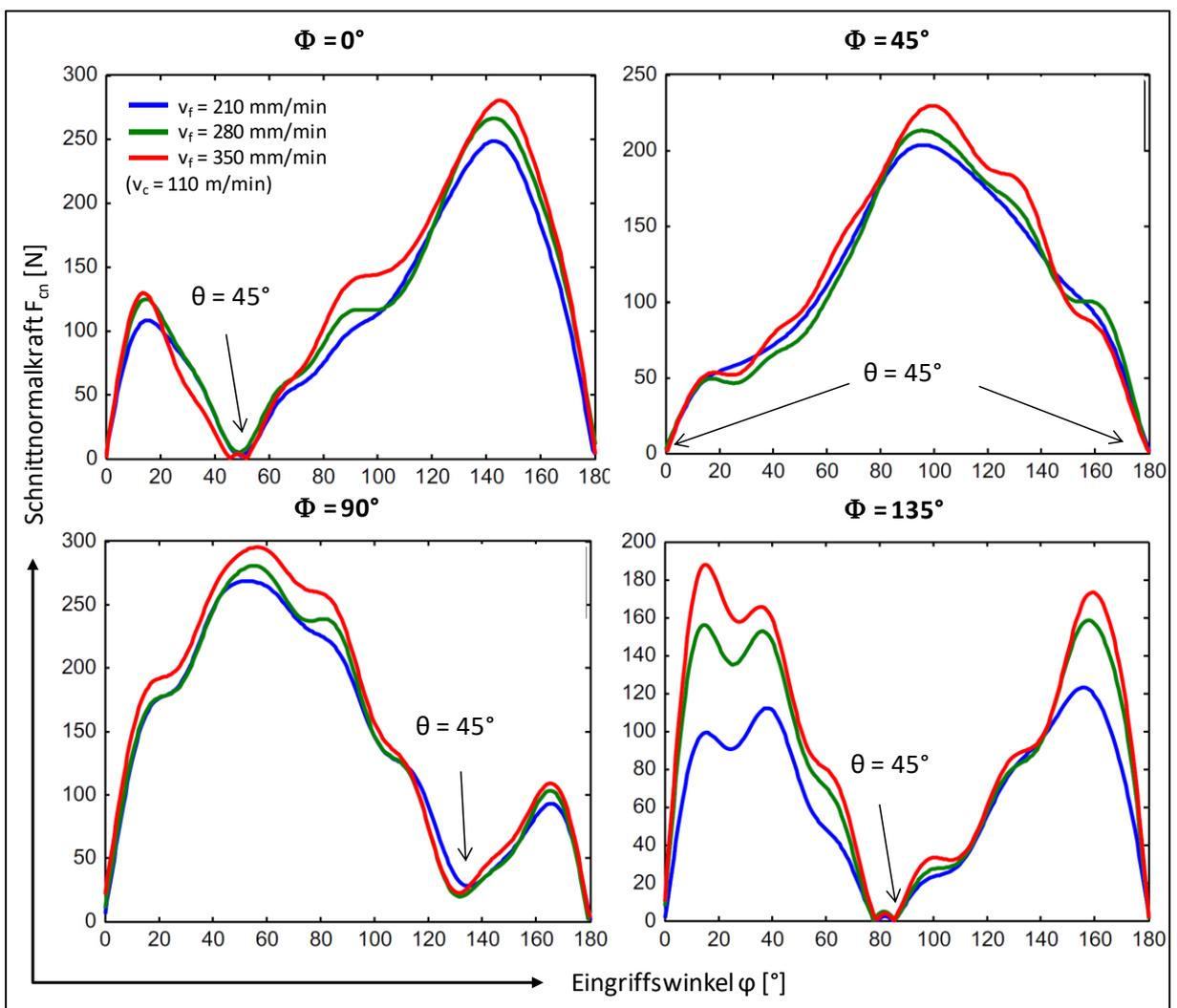


Abbildung 2.6: Schnittnormalkräfte  $F_{cn}$  in Abhängigkeit vom Eingriffswinkel bei unterschiedlichen Faserorientierungswinkeln  $\Phi$  beim Fräsen im Vollschnitt [nach Kar12]

Die Betrachtung der Schnittnormalkräfte bei identischer Spannungsdicke  $h$  auf der Gegen- und Gleichlaufseite ( $\varphi = 45^\circ$  und  $\varphi = 135^\circ$ ) zeigt ein gleiches Kraftniveau bei gleichen Fasertrennwinkeln (siehe Abbildung 2.7 a)). Bei den vier betrachteten Fasertrennwinkeln  $\theta = 0, 45^\circ, 90^\circ$

und  $135^\circ$  liegt das Kraftminimum bei  $\theta = 45^\circ$  und das Maximum tendenziell bei  $\theta = 135^\circ$  [Hin07].

Des Weiteren hat Karpat die Schnittnormalkräfte auf die Fläche bezogen, die sich durch die momentane Spannungsdicke  $h$  und die Schnitttiefe  $a_p$  ergibt (siehe Abbildung 2.7 b)). Hierbei zeigt sich die größte Abweichung der spezifischen Schnittnormalkraft beim Fasertrennwinkel  $\theta = 135^\circ$ . Eine mögliche Ursache der Abweichungen zwischen den Kraftniveaus bei gleichen Spannungsdicken sind die unterschiedlichen Eingriffsbedingungen vor und nach dem Fasertrennwinkel  $\theta = 135^\circ$ , insbesondere bei dem Übergang vom Gegen- zum Gleichlauf bei  $\varphi = 90^\circ$  [Kar12].

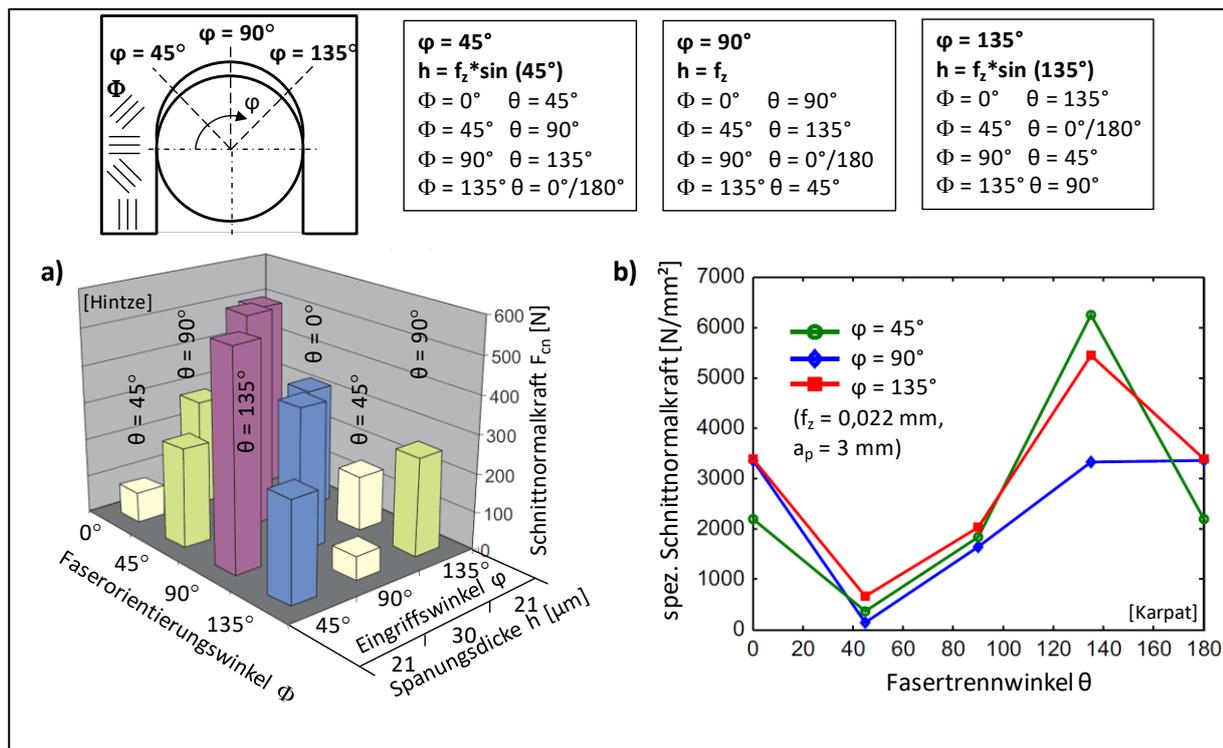


Abbildung 2.7: a) Schnittnormalkräfte und b) spezifische Schnittnormalkräfte in Abhängigkeit vom Fasertrennwinkel  $\theta$  und der Spannungsdicke  $h$  bei unterschiedlichen Eingriffswinkeln  $\varphi$  [Kar12, Hin12b]

### Einfluss der Werkzeuggeometrie

Der **Spanwinkel** beeinflusst maßgeblich die Schnittkraft, wohingegen der **Freiwinkel** entscheidend die Schnittnormalkraft beeinflusst. Die Schnittkraft nimmt insbesondere im Bereich  $90^\circ < \theta < 180^\circ$  mit größerem Spanwinkel ab [Kop83, Bha95, Wan03, Sch14, Hen15]. Die Schnittnormalkraft wird im Wesentlichen durch das elastische Werkstoffverhalten beeinflusst [Ram97, Wan03]. Ein größerer **Schneidkantenradius**  $r_\beta$  führt zu einer stärkeren elastischen Verformung des Werkstoffes [Bha95, Cap96, Hin07]. Neben einem größer werdenden Schneidkantenradius führt ein kleinerer Freiwinkel, wie er sich durch einen zunehmenden **Freiflächenverschleiß** einstellt, zu einer deutlichen Steigerung der Schnittnormalkräfte [Kop83, Wan95b, Cap96, Hen15]. Beim Hobeln steigt die Schnittnormalkraft bei einem Fasertrennwinkel von  $\theta = 0^\circ$  nahezu quadratisch mit der Verschleißmarkenbreite an [Cap96].

Bei großen Spanwinkeln kann die Schnittnormalkraft im Bereich  $0^\circ < \theta < 90^\circ$  durch das "Einhaken" der Schneide ins Material negativ werden und eine Zugbelastung an der Werkzeugschneide verursachen [Wan03, Ili08b, Sch14]. Bei sehr kleinen Schneidkantenradien, wie sie bei unverschlissenen unbeschichteten Werkzeugen vorliegen, kommt es im Fasertrennwinkelbereich um  $\theta = 80^\circ$  zu einer negativen Schnittnormalkraft, die ebenfalls auf das Einhaken der Schneide zurückgeführt werden kann. Mit zunehmender Schneidverrundung sowie bei diamantbeschichteten Schneiden tritt dies Phänomen nicht auf [Sch14].

Der Einfluss der Werkzeuggeometrie ist abhängig vom Fasertrennwinkel. Voß [Voß17] hat ein Modell für die Berechnung der Zerspankräfte bei unterschiedlichen Fasertrennwinkeln in Abhängigkeit von der Werkzeuggeometrie – insbesondere der verschleißbedingten Geometrieänderung – aufgestellt und mittels Fräsversuchen validiert. Das Berechnungsmodell teilt die Schneidkante in die drei Regionen Freifläche, Schneidkante und Spanfläche auf, für die die einzelnen Kräfte berechnet und anschließend summiert werden. Der Einfluss der drei Regionen auf die Zerspankräfte unterscheidet sich hierbei stark vom jeweils vorliegenden Fasertrennwinkel. So besitzt die Schneidenregion an der Spanfläche beispielsweise bei  $\theta = 30^\circ$  und  $\theta = 150^\circ$  den geringsten Einfluss auf die Schnittkraft und bei  $\theta = 90^\circ$  den größten. Dieses Verhältnis bleibt zudem mit zunehmendem Verschleiß erhalten.

### **Aufteilung der Zerspankräfte in Faserlängs- und Faserquerkräfte**

Beim Bohren und Hobeln von UD-CFK wurde erstmals von Schütte [Sch14] eine räumliche Betrachtung des Fräsprozesses durchgeführt. Er hat die gemessenen Zerspankräfte in Kräfte längs ( $F_{F||}$ ) und quer ( $F_{F\perp}$ ) zur Faser umgerechnet und damit eine weitere Analysemöglichkeit der verschiedenen Trennmechanismen geschaffen. Hierbei stellen Faserlängskräfte eine Druck- oder Zugbelastung dar, wohingegen Faserquerkräfte Schubbelastungen sind.

Die größte Faserlängskraft, die eine Druckbelastung auf die Faser ausübt, wird bei etwa  $\theta = 90^\circ$  gemessen und ist umso ausgeprägter, je größer der Schneidkantenradius in Folge des Werkzeugverschleißes ist, Abbildung 2.8. Zudem zeigt sich im Fasertrennwinkelbereich  $140^\circ < \theta < 180^\circ$  eine auf die Fasern wirkende Zugbelastung. Mit größerem Schneidkantenradius verringert sich der Fasertrennwinkelbereich in Richtung  $\theta = 180^\circ$  und die Zugbelastung nimmt zu. Dies weist auf Quetschvorgänge unterhalb der Schneide hin. Die gesamten auf die Faser wirkenden Querkräfte sind bei etwa  $\theta = 165^\circ$  am höchsten und liegen im Bereich  $30^\circ < \theta < 70^\circ$  auf einem nahezu konstant niedrigen Niveau [Sch14].



die von Diamant oder Wolframcarbid mit 10000 HV<sub>0,05</sub> [N.Na] respektive 2100-2700 HV<sub>0,05</sub> [Gün88, Bla00].

Um dem starken abrasiven Verschleiß durch die Härte und Festigkeit der Kohlenstofffasern entgegenzuwirken, werden Hartmetallwerkzeuge zudem häufig mit einer Diamantbeschichtung versehen [AVK10]. Diese wird mittels chemischer Gasphasenabscheidung (CVD-Beschichtung) mit einer Dicke von 5 - 25 µm auf das Substrat aufgebracht. Typische Eigenschaften dieser Schneidstoffe sind in Tabelle 2.3 angegeben.

Tabelle 2.3: Eigenschaften typischer Schneidstoffe in der CFK-Zerspanung [Per00, Ahm09, N.Na]

	WC-Co-Hartmetall (6% Co)	PKD	Diamantschicht
Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha$ [ $\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ ]	4,3 - 5,6	1,5 - 3,8	3,84
Warmhärte/max. Einsatztemperatur [ $^{\circ}\text{C}$ ]	1300	700	650
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ [W/mK]	80	543	500 - 2200
Vickershärte HV <sub>30</sub>	1800	6500	10000 (HV <sub>0,05</sub> )
Biegebruchfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	1900	860 - 1950	1300
Bruchzähigkeit $K_{Ic}$ [MPa/m <sup>1/2</sup> ]	12	3,0 - 9,0	5,5 - 8,5

### Charakterisierung der Verschleißformen

Die häufigsten Verschleißmechanismen bei der spanenden Bearbeitung sind die Adhäsion, die Abrasion, die tribochemische Reaktion und die Oberflächenzerrüttung [Klo08]. Der Verschleiß führt zu unterschiedlichen Verschleißformen an der Schneide, für die eine Vielzahl an Messgrößen existieren. Bei der Metallzerspanung treten vorrangig ein Kolkverschleiß durch den ablaufenden Span über die Spanfläche sowie ein Verschleiß auf der Freifläche auf. Daher haben sich die in Abbildung 2.9 a) gezeigten Messgrößen etabliert.

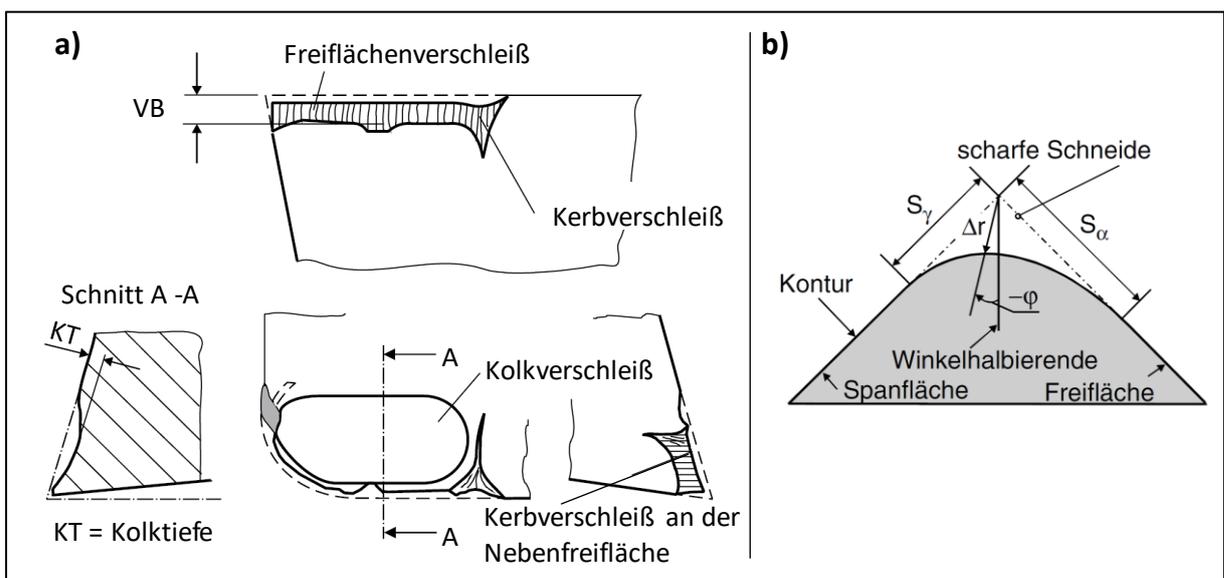


Abbildung 2.9: Messgrößen zur Beschreibung der Verschleißformen a) am Schneidkeil beim Drehen und b) an der Schneidkante [nach Den11]

Die Inhomogenität des CFK-Werkstoffes führt bei der Zerspanung zu einer von der Metallbearbeitung abweichenden Belastung der Schneide, woraus eine veränderte Ausprägung der Verschleißform insbesondere an der Schneidkante resultiert. Die von Denkena und Tönshoff [Den11] eingeführte Charakterisierung der Schneidengeometrie mittels der Größen  $S_V$ ,  $S_\alpha$ ,  $\varphi$  und insbesondere der Schneidenverrundung  $\Delta r$  (siehe Abbildung 2.9 b)), ermöglicht eine detaillierte Beschreibung der Schneidkante. In dieser Arbeit wird die Schneidenverrundung  $\Delta r$  aus Gründen der Eindeutigkeit, dass es sich nicht um die Beschreibung eines kreisförmigen Verschleißes handelt, als Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  bezeichnet. Aufgrund ihrer wiederholgenauen und stabilen Messbarkeit wird sie in dieser Arbeit als wesentliche Größe zur Charakterisierung des Verschleißes herangezogen.

### **CFK spezifische Mechanismen des Werkzeugverschleißes**

Aufgrund der hohen Härte der Kohlenstofffasern von etwa 900 HV<sub>0,05</sub> sowie der geringen Durchmesser 5-10  $\mu\text{m}$  unterliegen die Werkzeuge mit definierter Schneide bei der spannenden Bearbeitung von CFK insgesamt einer großen und auf Ebene der Faserdurchmesser einer extremen punktuellen Belastung, die sich typischerweise in einem großen Verschleiß äußert. Ein zunehmender Verschleiß wiederum führt zu höheren Zerspankräften [Cap96], aus denen eine verminderte Schnittqualität resultiert [Har12].

Der typische Verschleißmechanismus ist hierbei der mechanische Abtrag (Abrasion) [Klo08], der bei großer Härte­differenz der Wirkpartner sowie bei hohen Temperaturen besonders hoch ist [Den11]. Ein Großteil der in der Wirkzone entstehenden Wärme wird aufgrund der geringeren Wärmeleitfähigkeit des CFK-Verbundwerkstoffes gegenüber dem Schneidstoff vom Werkzeug aufgenommen [Di 96]. Dies kann zu einer Härtereduktion des Schneidstoffes aufgrund zu geringer Warmhärte führen [Den11].

### **Verschleiß von Werkzeugen aus Hartmetall und PKD**

Der Verschleiß von Hartmetall und PKD wird im Wesentlichen durch Abrasion hervorgerufen. Es besteht ein hoher Anfangsverschleiß, gefolgt von einem langsamen Anstieg und nach längerem Vorschub bei PKD wieder einem zunehmenden Verschleiß [Rei91]. Dies äußert sich in einer Verrundung der Schneidkante [Kön91, Rum96, Far09, Pfe14] und insbesondere bei Hartmetall in einem ausgeprägten Freiflächenverschleiß [Rei91, Tet02], der mit steigender Schnittgeschwindigkeit zunimmt. So hat Ferreira beim Drehen von CFK mit einem Hartmetallwerkzeug nach einem Schnittweg  $l_c = 600 \text{ m}$  bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 310 \text{ m/min}$  eine um etwa Faktor 5 größere Verschleißmarkenbreite gemessen als bei  $v_c = 50 \text{ m/min}$  [Fer99].

### **Verschleiß von beschichteten Hartmetallwerkzeugen**

Im Gegensatz zu reinen Hartmetall- sowie PKD-Werkzeugen ist der Einfluss der Abrasion auf ein Werkzeug mit binderfreier Diamantschicht gering. Es kommt überwiegend zu einer Politur der Oberfläche anstatt zu einem nennenswerten Abtrag. Der typischerweise vorliegende Verschleiß aktuell verfügbarer Diamantschichten ist das Abplatzen der Schicht vom Substrat in Richtung der Freifläche mit anschließendem abrasiven Verschleiß des Substrates [Liu15] (siehe Abbildung 2.10). Dies führt zu einem ungleichmäßigen Freiflächenverschleiß [Sla15]. Kurz nach

dem initialen Ablösen der Schicht vom Substrat tritt eine signifikante Steigerung der Kräfte [Ili10a] sowie eine Verschlechterung der Schnittqualität auf [Kar13]. Bei Beschichtungen aus Verbänden mit geringerer Härte wie z. B. TiCN, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, TiN, TiAlN und AlCrN dominiert der abrasive Verschleiß [Mka13].

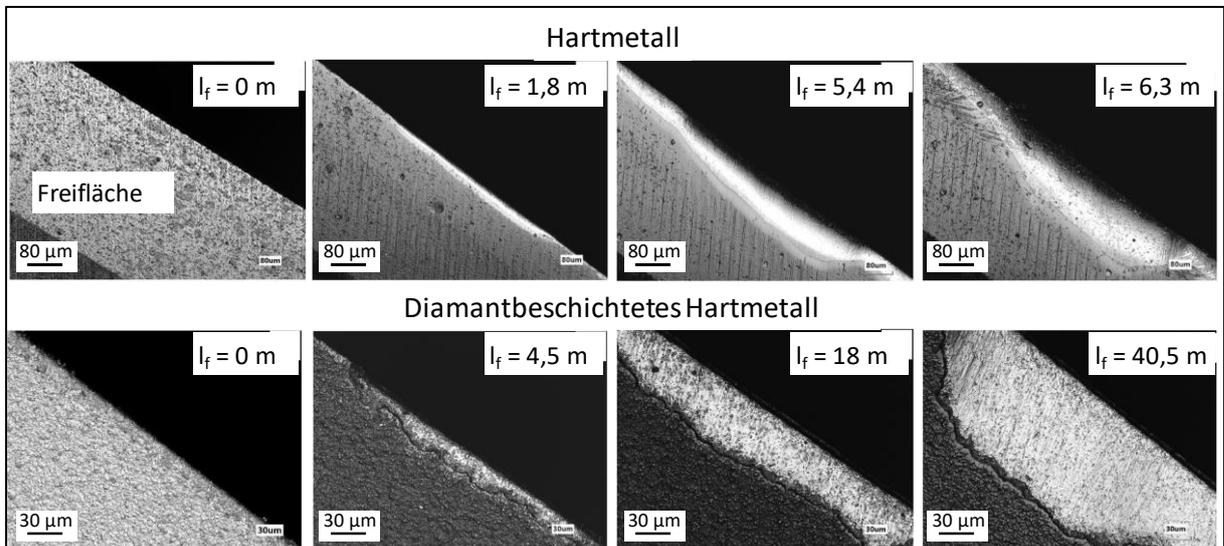


Abbildung 2.10: Typische Verschleißbilder von unbeschichteten HM-Fräsworkzeugen mit abrasivem Abtrag der Schneide und diamantbeschichteten Fräsworkzeugen mit Schichtabplatzungen nach kurzem Vorschubweg [nach Liu15]

In Abbildung 2.10 sind typische Verschleißbilder von unbeschichteten und diamantbeschichteten Hartmetallschneiden nach unterschiedlichen Vorschubwegen aufgezeigt. Bei dem diamantbeschichteten Werkzeug zeigt sich bereits nach kurzem Vorschubweg eine Schichtabplatzung an zumindest einer Schneide des mehrschneidigen Werkzeuges, die sich mit fortschreitendem abrasivem Verschleiß des freigelegten Substrates in Richtung der Freifläche ausbreitet.

### Einfluss der Faserorientierung auf den Verschleiß

Sowohl beim Fräsen und Bohren als auch beim Hobeln und Drehen konnte ein Zusammenhang zwischen dem Fasertrennwinkel, dem Werkzeugverschleiß und den Zerspankräften festgestellt werden [SAK85, Sch89, Ili08a, Ino13, Sch14, Voß17].

Henerichs [Hen15] hat die Abhängigkeit der Verschleißform vom Fasertrennwinkel beim Drehen von CFK nachgewiesen. Hierbei nutzte er einen Aufbau, bei dem verschiedene Fasertrennwinkel von  $\theta = 30^\circ$  bis  $\theta = 180^\circ$  eingestellt und Hartmetallschneideinsätze mit unterschiedlichen Span- und Freiwinkeln bei konstanter Spanungsdicke  $h$  eingesetzt wurden. Im Fasertrennwinkelbereich  $90^\circ < \theta < 150^\circ$  wurden der größte Verschleiß sowie die höchsten Vorschubkräfte gemessen. Den unterschiedlichen Fasertrennwinkelbereichen konnten spezifische Verschleißformen zugeordnet werden, wobei insbesondere im Bereich  $90^\circ < \theta < 150^\circ$  ein deutlich ausgeprägter Freiflächenverschleiß auftrat (siehe Abbildung 2.11). Wie bereits in Kapitel 2.2.1 beschrieben, ist das Einfedern des Materials bei einem Fasertrennwinkel von  $\theta = 135^\circ$  am größten. Dies findet sich auch in den Ergebnissen von Henerichs, der die größte

Rückfederung bei  $\theta = 150^\circ$  gemessen hat, wohingegen bei  $\theta = 30^\circ$  aufgrund des geringen Freiflächenverschleißes keine Rückfederung angenommen wurde [Hen15].

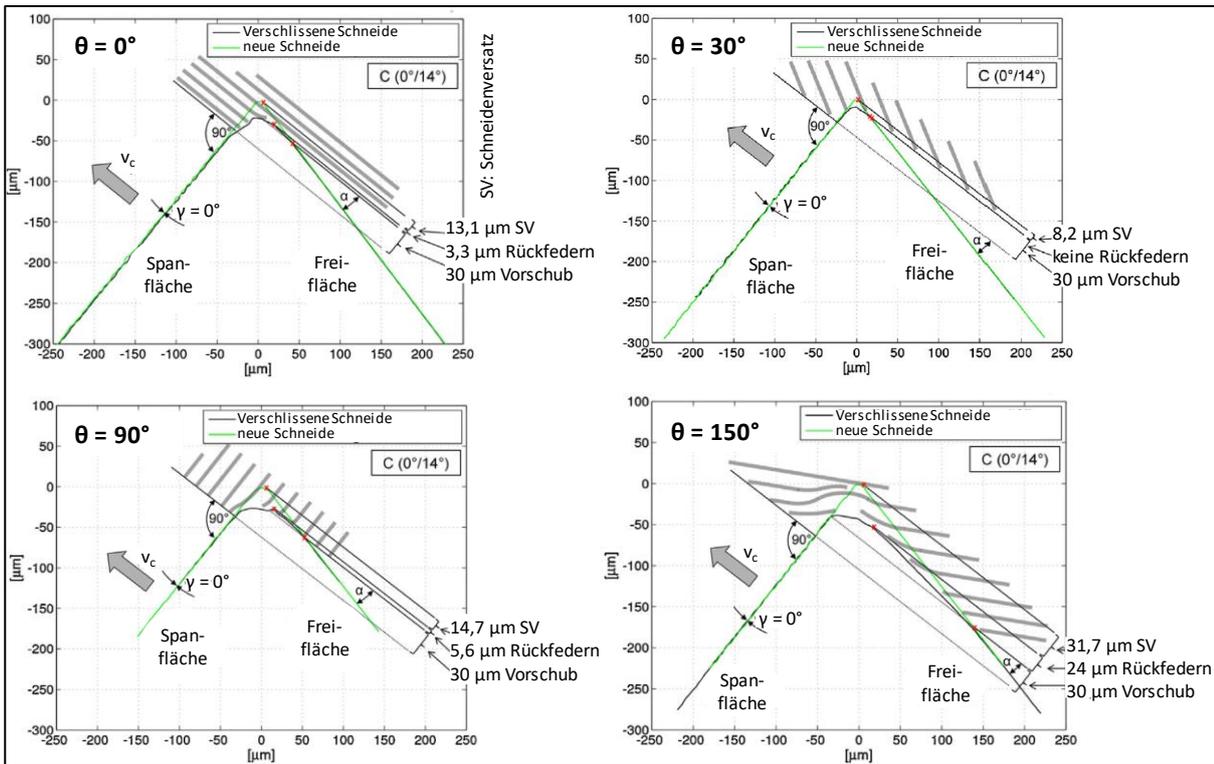


Abbildung 2.11: Verschleißprofile von Hartmetallschneiden bei unterschiedlichen Fasertrennwinkeln beim Drehen [nach Hen15]

Die Werkzeuggeometrie beeinflusst im Wesentlichen die Größe des Verschleißes auf der Freifläche. Ein großer Freiwinkel führt bei allen Fasertrennwinkeln zur Reduktion des Freiflächenverschleißes. Die Verschleißform der Schneidkante wird im Gegensatz dazu nicht durch die Werkzeuggeometrie beeinflusst, sondern durch den Fasertrennwinkel. Insbesondere das Rückfedern des Werkstoffes ist die Ursache für den erhöhten Freiflächenverschleiß, insbesondere den Schneidenversatz SV und das sich dadurch ausbildende „Wasserfallprofil“ [Hen15]. Beim Hobeln bei einem Fasertrennwinkel  $\theta = 0^\circ$  tritt an Frei- und Spanfläche ein ähnlich großer Verschleiß auf [Cap96, Hen15]. Sakuma [SAK85] macht den hohen Kontaktdruck zwischen CFK-Werkstück und Werkzeug für einen hohen Verschleiß verantwortlich.

Beim Fräsen im Vollschnitt, bei dem stets der Fasertrennwinkelbereich  $\Delta\theta = 180^\circ$  durchlaufen wird, wurde ebenfalls eine Abhängigkeit von der Faserorientierung beobachtet [Hoc93, Mor11]. Hocheng [Hoc93] hat bei einem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 0^\circ$  einen um etwa 15% höheren Freiflächenverschleiß als bei  $\Phi = 90^\circ$  festgestellt. Eine qualitativ gleiche Beobachtung machte Azmi bei der Bearbeitung von glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK), wo er ebenfalls bei einem Faserorientierungswinkel von  $\Phi = 0^\circ$  einen größeren Verschleiß als bei  $\Phi = 90^\circ$  feststellte [Azmi13].

### 2.3 Delamination bei der spanenden Bearbeitung von FVK

Im Gegensatz zur spanenden Bearbeitung homogener Werkstoffe kann es bei langfaserverstärkten Werkstoffen zur Delamination an der Bauteilkante kommen. Dies wurde in zahlreichen Publikationen beschrieben und diskutiert [Ho-90, Col91, Rin94, Rin95, Sch07, Hin11, Har12, Hin15a]. Die Ursache für Delamination an den Decklagen sind nach Colligan und Ramulu Kräfte in Dickenrichtung des Laminates [Col92]. Die Delamination wird von ihnen in drei Typen eingeteilt (siehe Abbildung 2.12).

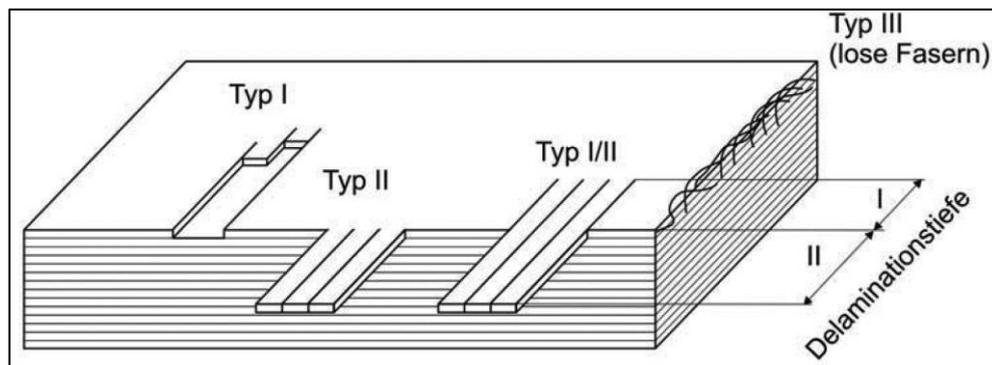


Abbildung 2.12: Klassifikation der Delaminationstypen nach Colligan und Ramulu [nach Col91, Col92, Har12]

Delamination vom Typ I beschreibt eine an der Schnittkante beginnende Tiefenschädigung durch Herausbrechen von Faserbündeln der Decklage. Typ II beschreibt in die Bearbeitungsfläche hineinragende Faserbündel ohne eine Tiefenschädigung an der Schnittkante. Die häufigste Form der Delamination ist die Kombination von Typ I und Typ II, da jeder Faserüberstand mit einer minimalen Tiefenschädigung an der Schnittkante verbunden ist [Hin13, Hin15a]. Typ III beschreibt lose Faserenden.

Mit steigendem Zahnvorschub nimmt die Delamination zu [Dav05] und wird zugleich durch niedrige Schnittgeschwindigkeiten begünstigt [She09]. Des Weiteren wird die Entstehung der Delamination durch den Werkzeugverschleiß begünstigt [Col92, Hoh92, Ghi04, Kin10, Hin11, Wan17b]. Vielfach wird die Delamination durch empirische Delaminationsfaktoren beschrieben, die keinen Rückschluss auf die Ursachen der Delamination ermöglichen. Für die Entstehung von Delamination gibt es phänomenologische und analytische Untersuchungen, die den Entstehungsort und die Ausbreitung der Delamination beim Fräsen detailliert betrachten [Hin11, Hin13, Voß16].

Die Faser wird initial von der Schneide unter einem Fasertrennwinkel  $\theta = 180^\circ$  getrennt, wodurch zwei Faserenden entstehen [Hin11]. Nach dem initialen Trennen der Faser kommt es entweder zu einem sukzessiven Abschneiden der Faser oder zu einem Fortschreiten der Delamination. Hierbei bestimmt der durchlaufene Fasertrennwinkelbereich entlang der Einzelfasern maßgeblich, welcher der beiden Fälle eintritt. So führen Fasertrennwinkel im Bereich  $90^\circ < \theta < 180^\circ$  zur Entstehung von Delamination und werden als kritischer Fasertrennwinkelbereich bezeichnet [Hin11]. In Abhängigkeit vom Faserorientierungswinkel  $\Phi$  entsteht somit Delamination, breitet sich aus oder wird gestoppt (siehe Abbildung 2.13).

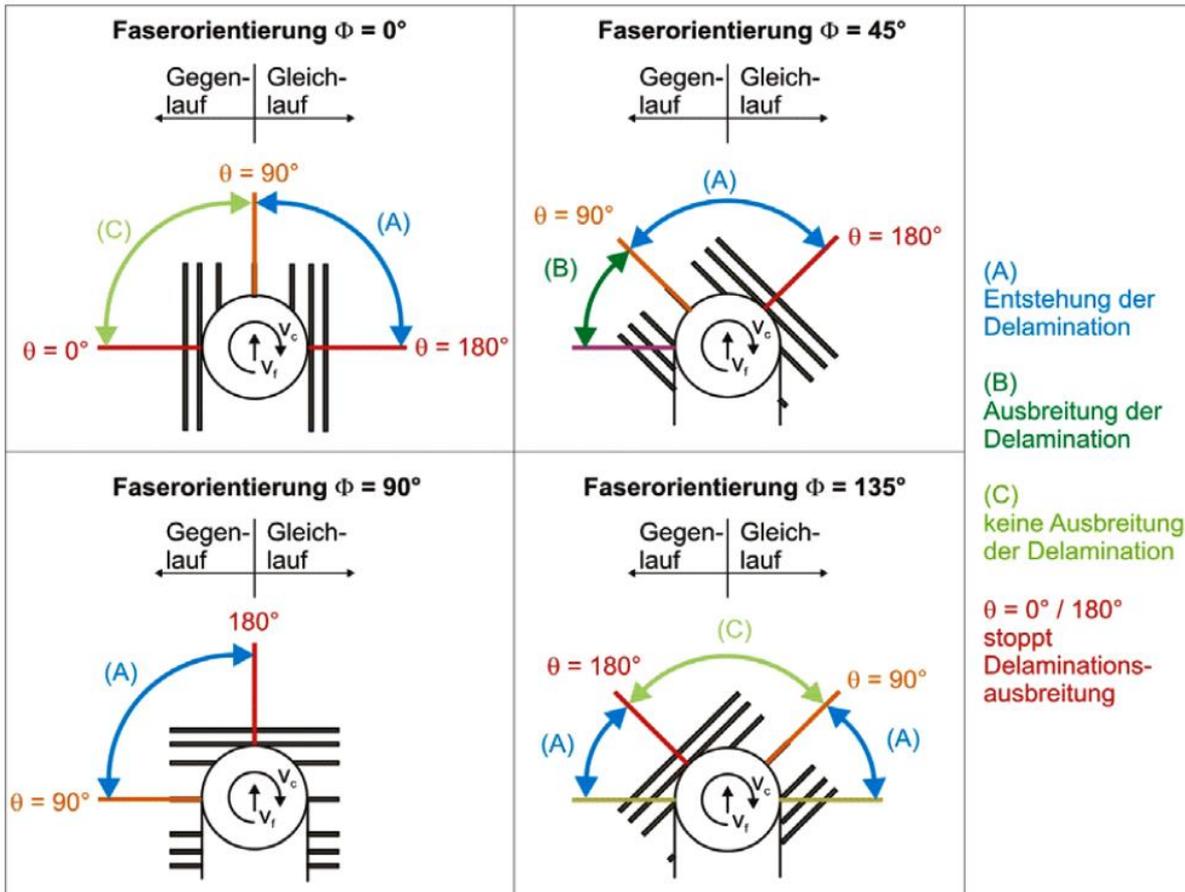


Abbildung 2.13: Trennwinkelmodell zur Beschreibung des Auftretens von Delamination beim Umrissfräsen [Har12]

Nach dem ersten Auftreten von Delamination am initialen Trennpunkt führt die Ausweichbewegung der Fasern vor der Schneide zu einer Tiefenschädigung. Ist eine kritische Tiefenschädigung erreicht, kann die nachfolgende Schneide die Faser nicht trennen und es kommt erneut zum Ausweichen [Hin13, Voß16]. Dies setzt sich bis an die Schnittkante fort, wodurch jeder Faserüberstand immer auch mit einer Tiefenschädigung der Schnittkante verbunden ist [Hin13]. Vom Bohren ist ebenfalls bekannt, dass die Delamination bereits beim Austritt der Querschneide in der Bohrungsmitte beginnt und sich bis an den Bohrungsrand ausbreiten kann [Hoc03, Hoc05, Rah15]. Die maximale Länge der entstehenden Faserüberstände wird somit durch den initialen Fasertrennpunkt definiert [Hin11]. Wie in Abbildung 2.14 dargestellt, führt dies beim Fräsen und Bohren zu unterschiedlichen Längen der Faserüberstände an den Kanten. Die Länge der Faserüberstände variiert hierbei in Abhängigkeit vom Faserorientierungswinkel  $\Phi$  und somit vom an der Kante vorliegenden Fasertrennwinkel  $\theta$ .

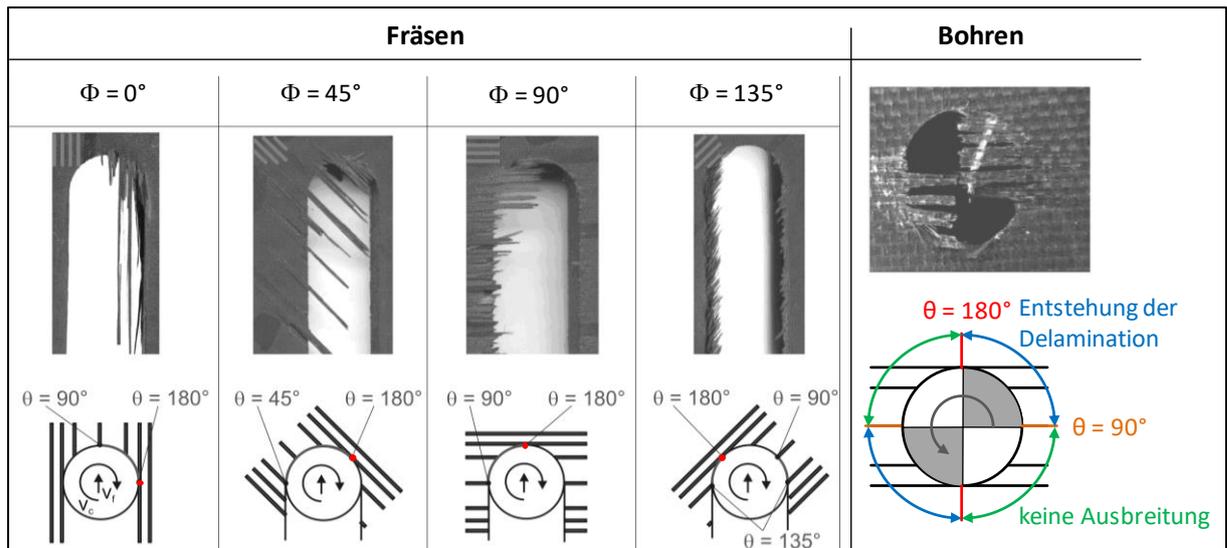


Abbildung 2.14: Einfluss der Faserorientierung auf den Entstehungsort der Delamination und die Länge der Faserüberstände beim Fräsen und Bohren [nach Har12]

### 2.3.1 Modellierung der Delamination beim Fräsen

In zahlreichen Publikationen wurde auf die Delamination beim Bohren eingegangen. Das Fräsen wurde diesbezüglich deutlich seltener betrachtet, demzufolge sind nur wenige Modellierungsansätze zu finden. Des Weiteren werden in der Literatur überwiegend Trennmechanismen im Inneren des Laminates untersucht [Cha94, Wan95a, Rum96, Ili08b] sowie Modelle zum Festigkeits- und Ermüdungsverhalten von FVK aufgestellt [Rin95, She01, Taw10, Lan12]. Die Modelle bieten jedoch keinen Ansatz für die Beschreibung der Delaminationsentstehung und gehen nicht auf die beim Fräsen vorliegenden unterschiedlichen Eingriffssituationen ein.

Bisher wurden Modelle aufgestellt, mit denen der Delaminationsbeginn beim Bohren [DiP96] sowie das Auftreten und erstmals die Ausbreitung der Delamination beim Fräsen beschrieben werden [Har12]. Dies ermöglicht eine Betrachtung der Historie der Delamination. In [Hin13] wurde ein theoretisches Modell zum Ausweichverhalten der Fasern vor der Schneide entwickelt und von Voss [Voß16] experimentell bestätigt. Hierbei konnte ein minimaler Biegeradius von Fasern und Faserbündeln an der Schnittkante ermittelt werden bei dessen Unterschreiten es zum Faserbruch kommt. Erfolgt ausschließlich eine Ausweichbewegung vor der Schneide mit einem Biegeradius, der größer als der minimale Biegeradius ist, entsteht kein Faserbruch. In Folge der freien Bewegung kommt es zu Delamination bzw. einer Tiefenschädigung. Diese Tiefenschädigung ist abhängig vom jeweiligen minimalen Biegeradius und dem Fasertrennwinkel. Hierbei existieren zwei Ausweichmechanismen. Im Fasertrennwinkelbereich  $0^\circ < \theta < 90^\circ$  kommt es zum Ausweichen der Fasern senkrecht zur Laminebene und bei einem Fasertrennwinkel  $90^\circ < \theta < 180^\circ$  zu einem Umbiegen der Fasern in der Laminebene [Hin13].

Die Länge der je Schneideneingriff geschnittenen Faser sowie die Kontaktanzahl zwischen Schneide und einer in der Fräsbahn liegenden Faser variieren stark mit dem Faserorientierungswinkel  $\Phi$ . Dies wurde von Zhou modelliert [Zho15] und mit Fräsversuchen verglichen. Es zeigte sich, dass im Fasertrennwinkelbereich  $135^\circ < \theta < 180^\circ$  die theoretisch längsten je Schneideneingriff geschnittenen Fasern liegen.

### 2.3.2 Ansätze zur Reduktion von Delamination

Zur Reduzierung der Delamination werden in der Literatur verschiedene Ansätze und Strategien für die spanende Bearbeitung beschrieben. Diese kommen teilweise in der industriellen Praxis zum Einsatz. Das wesentliche Ziel der Ansätze ist die Reduktion der Bearbeitungskräfte. In der nachfolgend dargelegten Auswahl sind verschiedene Strategien aufgelistet, bei denen zwischen werkzeugseitigen, werkstoffseitigen und prozessseitigen Ansätzen zur Delaminationsvermeidung unterschieden wird. Zu jeder Strategie werden zusätzlich mit ihr einhergehende Herausforderungen beschrieben.

**Werkzeugseitig** wird typischerweise der Einsatz scharfer Werkzeugschneiden im Bereich einiger Mikrometer empfohlen, um ein definiertes Trennen der ebenfalls nur wenige Mikrometer dicken Fasern zu ermöglichen. Um dem abrasiven Verschleiß und somit einer schnellen Verrundung der Schneidkante durch die harten Fasern entgegenzuwirken, müssen die Schneidstoffe eine hohe Härte sowie Zähigkeit aufweisen [Hoc91, Hoh92, Rum96, Klo99]. Typischerweise werden hierfür Feinstkornhartmetalle mit geringem Cobaltanteil, PKD-Werkzeuge sowie diamantbeschichtete Hartmetallwerkzeuge eingesetzt [AVK10]. Hierbei bewirkt die Diamantbeschichtung eine Vergrößerung der Schneidenverrundung gegenüber einem schleifscharfen Werkzeug. Der Anfangsverschleiß bei Hartmetallwerkzeugen und PKD-Werkzeugen führt ebenfalls zu einer schnell über den Faserdurchmesser hinauswachsenden Schneidenverrundung. Die gewünschte Scharfkantigkeit der Schneiden kann mit den aktuell verfügbaren Schneidstoffen somit nicht oder nur zum Schnittbeginn realisiert werden.

Des Weiteren wird die Auswirkung großer Freiwinkel  $\alpha_f$  als günstig auf die Prozesskräfte und entstehende Delamination beschrieben, da der Kontakt beim Rückfedern des elastisch verformten Werkstoffes mit der Freifläche bei einem großen Freiwinkel geringer ist [Klo96, Voß16]. Die Vergrößerung des Freiwinkels führt jedoch zu einem geringeren Keilwinkel, wodurch die Schneidenstabilität reduziert wird. Dieser Vergrößerung sind daher Grenzen gesetzt.

Werkzeuge mit positiven oder negativen Rückspanwinkeln  $\gamma_p$  bewirken an den jeweiligen Decklagen in Dickenrichtung des Materials gerichtete Bearbeitungskräfte, die zum Abscheren der Fasern führen [Den91]. Aufgrund der resultierenden Passivkräfte kann dieser Effekt nur an einer der beiden Decklagen genutzt werden, da an der anderen die Bearbeitungskräfte aus dem Material herauszeigen und dort zu Delamination führen [Hag13]. Des Weiteren begünstigen Passivkräfte das Auftreten von Schwingungen von dünnen und labil gespannten Bauteilen [Klo14]. Um eine hohe Schnittqualität an beiden Decklagen zu erhalten, werden daher Werkzeuge mit positivem und negativem Rückspanwinkel empfohlen [Tet02, Mas13], die einen Ausgleich der Passivkräfte bewirken [Dav10]. Bei der Verwendung von zwei unterschiedlichen Rückspanwinkeln muss die Werkstückdicke und Position genau bekannt sein, um einen Ausgleich der Passivkräfte zu realisieren. In der industriellen Praxis wird diese Werkzeuggeometrie daher typischerweise nur für schwer zerspanbare Materialkombinationen wie z. B. CFK mit Decklagen aus Coppermesh verwendet.

**Werkstoffseitig** und konstruktiv kann insbesondere beim Bohren die Decklage an der Austrittsseite mittels Schutzlagen aus GFK-Gewebe vor Push-Out-Delamination geschützt werden.

Dies ist im Flugzeugbau weit verbreitet. Ebenfalls verhindern Stützplatten am Bohrungsaustritt die Delamination, was für die Bearbeitung von GFK [Cap04] und kevlarfaserverstärktem Kunststoff untersucht wurde [Bha98]. Dem Vorteil steht ein erhöhter Fertigungsaufwand oder ein größeres Bauteilgewicht gegenüber.

Eine steife Werkstückaufspannung sowie große Materialdicken, die Schwingungen in axialer Werkzeugrichtung vermindern, führen zu geringeren Kräften und Bewegungen. Dieser Effekt wurde beim Fräsen insbesondere dicht an den Aufspannpunkten beobachtet [Klo14]. Beim Bohren führt das Rückfedern des Werkstoffes zu Delamination, weil es beim Austritt des Bohrers zu deutlich größeren Vorschubgeschwindigkeiten und somit einem Drücken der Freifläche auf das Material kommt [Cap04].

**Prozessseitig** werden hohe Schnittgeschwindigkeiten empfohlen [AVK10]. Bei PKD-Werkzeugen liegen diese typischerweise bei  $v_c = 800$  m/min. Darüber hinaus wird eine Reduktion des Vorschubs in kritischen Bereichen wie engen Radien bei der Fräsbearbeitung von Umrissen sowie am Bohrungseintritt und -austritt angeraten [Dha00, Hoc03, Jai94], da hierdurch insbesondere Delamination vom Typ 1, also eine Tiefenschädigung ins Bauteil, vermieden wird [Col91, Dav05].

Mehrachsige Frässtrategien wie das Neigen des Werkzeuges [Hos14] sowie das Zirkular- und Taumelfräsen wurden ebenfalls untersucht und deren Potential zur Delaminationsvermeidung hervorgehoben [Bec11]. Ins Bauteil gerichtete Bearbeitungskräfte bieten demnach beim Bohren die Möglichkeit einer schädigungsarmen Bearbeitung mit einem Fräswerkzeug [Bec11].

Die beim Fräsen mit Rückspanwinkel verursachte Schädigung einer der beiden Decklagen kann durch axiales Zustellen des Fräasers während der Bearbeitung minimiert werden. Hierbei wird der Effekt genutzt, dass der Einfluss des Rückspanwinkels mit zunehmender Verrundung der Schneide zunimmt. Die axiale Zustellung bewirkt, dass an der zur Delamination neigenden Decklage konstant eine scharfe Schneide nachgeführt wird, wodurch die aus dem Material herauszeigenden Schnittkräfte lokal geringer sind und zu einer geringeren Delamination führen [Hin15b]. Des Weiteren kann der negative Einfluss eines Rückspanwinkels auf eine der beiden simultan bearbeiteten Decklagen durch ein Neigen des Werkzeuges teilweise ausgeglichen werden [Hos14]. Die Bearbeitungskräfte werden hierbei in die Werkstückebene gerichtet, wodurch Delamination vermindert wird.

Eine weitere prozessseitige Möglichkeit zur Qualitätsverbesserung und Produktivitätssteigerung bietet die vibrationsunterstützte Bearbeitung mittels Ultraschall [N.Nc]. Dies Verfahren bedarf jedoch einer sehr genauen Abstimmung aller Prozessparameter, da es ansonsten zum Rattern kommen kann [Zha17]. Bei der Ultraschallbearbeitung von CFK mit Schleifstiften wurde gegenüber der konventionellen Bearbeitung eine geringere Prozesskraft bei gleichzeitig höherem Materialabtrag, eine höhere Qualität von Schnittkante und -fläche und ein geringerer Werkzeugverschleiß ermittelt [Gen15, Hud16, Nin16]. Schleifstifte haben jedoch den Nachteil der geringen möglichen Vorschubgeschwindigkeit im Vollschnitt aufgrund der kleinen Spanräume. Ebenfalls sind die Werkstücktemperatur und die Oberflächenrauheit höher als beim Fräsen [Kin10].

Mit dem „fasertrennwinkelangepassten Gleichlaufräsen“ wurde ein Verfahren patentiert, das die Faserorientierung und die zu fräsende Kontur berücksichtigt [Hin10, Har12]. Hierbei werden die Erkenntnisse aus der Untersuchung der Entstehung und Ausbreitung der Delamination genutzt [Hin11]. Die Schnittkanten dürfen ausschließlich im Gleichlauf und im unkritischen Fasertrennwinkelbereich an der Schnittkante  $0^\circ < \theta < 90^\circ$  bearbeitet werden. Die Umsetzung erfordert entweder eine Drehrichtungsumkehr der Spindel mit entsprechend links- bzw. rechts-schneidendem Werkzeug oder das Wenden des Werkstückes.

Eine weitere Möglichkeit bietet das Vorritzen der Decklagen [Gei14]. Hierbei wird entlang der zu fräsenden Bahn eine Nut mit definierter Tiefe mittels Trennscheibe, Säge oder Laser in die Decklage eingebracht. Die im Fräsprozess vor dem Werkzeug entstehende Delamination wird an der Nut gestoppt und kann sich somit nicht bis an die Schnittkante ausbreiten. Somit wird der Standweg von Werkzeugen deutlich erhöht, da der Prozess weniger anfällig für Delamination ist. Andererseits sind das Vorritzen sowie ggf. das vorherige Einmessen der Werkstückposition zusätzliche Prozessschritte.

Eine geringere Delamination sowie ein verminderter Werkzeugverschleiß konnte beim Fräsen mit kalter Luft ( $-10^\circ\text{C}$ ) erzielt werden, die mit einer Düse auf die Bearbeitungsstelle gerichtet wurde [Nor13]. Die Verwendung eines Kühlmediums ist jedoch zum einen ein Kostenfaktor und zum anderen führt die Verwendung von Druckluft bei unzureichender Absaugung zu einer Verteilung des entstehenden CFK-Staubes in der Produktionsumgebung.

## 2.4 Erkenntnisstand

Die Erforschung der CFK-Zerspanung ist in vielen Bereichen weit vorangeschritten. In zahlreichen Publikationen wird der Einfluss der Schnittparameter und der Werkzeuggeometrie beschrieben. Es wird auf verschiedene Größen wie Zerspankraft, Temperatur, Werkzeugverschleiß und die erzeugte Schnittqualität eingegangen. Insbesondere werden Delamination, Faserüberstände und Oberflächenqualität betrachtet. Ein geringerer Anteil der Publikationen befasst sich mit dem Einfluss der Orientierung der Fasern auf die Prozessparameter. In einer Vielzahl von Publikationen wird die Faserorientierung bei der Versuchsauswertung nicht berücksichtigt, bzw. konnte aufgrund von Gewebe oder multiaxialen Gelege nicht erfasst werden. Die Aussagekraft der Ergebnisse ist hierdurch teilweise ungenügend. Es kommt zu gegenteiligen Aussagen, die durch die fehlende Berücksichtigung oder Angabe der Faserorientierung, durch unterschiedliche Schneidstoffe und Werkzeugkonzepte sowie unterschiedliche CFK-Materialien zu erklären sind. Des Weiteren gibt es bisher keine systematische Untersuchung des Einflusses der Faserorientierung auf die Länge der Faserüberstände sowie auf den Werkzeugverschleiß von Hartmetallwerkzeugen. Der Werkzeugverschleiß stellt hierbei eine qualitätsbestimmende Größe dar.

Ein Großteil der Publikationen betrachtet die Zerspanung von CFK oder GFK im Orthogonalschnitt. Weit geringer als die translatorische ist die rotatorische Schnittbewegung entlang einer geraden Vorschubbahn untersucht und wird zudem häufig im Teilschnitt betrachtet. In der Luftfahrtindustrie erfolgt die Bearbeitung der Schnittkante zunehmend im einstufigen Prozess, bei dem die Schnittkante im Vollschnitt ohne nachfolgenden Schlichtschnitt gefräst wird.

Der Vollschnitt stellt somit die praxisrelevante Größe mit den typischerweise höchsten Anforderungen an das Werkzeug dar. Zudem unterscheidet sich die Zerspanbarkeit von faserverstärkten Werkstoffen signifikant [Kör15]. Es finden sich jedoch vergleichbare Ergebnisse für den Einfluss der Faserorientierung bei unterschiedlichen Materialien.

In der Literatur wird das Fräsen von CFK mit gekrümmter Vorschubbahn bisher nicht behandelt. In der Fertigung gibt es jedoch eine Vielzahl von Bearbeitungsfällen, wie z. B. die Umrissbearbeitung von Fensterausschnitten, bei denen das Fräswerkzeug einer gekrümmten Bahn folgt. Dies bedarf einer intensiven Analyse, um die hierbei auftretenden Effekte zu erkennen und diese für die Optimierung von Frässtrategien mit gekrümmten Vorschubbahnen nutzen zu können.

Um eine hohe Schnittqualität zu erzielen und eine vorwiegend an der Laminatdecklage auftretende Delamination zu vermeiden, sind nach den bisherigen übereinstimmenden Erkenntnissen folgende Parameter erforderlich:

- ein kleiner Schneidkantenradius  $r_\beta$ ,
- ein großer Freiwinkel  $\alpha_f$ ,
- die Beanspruchung der Faser vorwiegend auf Druck,
- das Hineinzeigen der 1. Faserquerkraft ( $F_{F11}$ ) in die Laminebene und
- das Arbeiten im unkritischer Fasertrennwinkelbereich  $0^\circ < \theta < 90^\circ$ .

Eine elementare Betrachtung der Zerspannung von unidirektionalen CFK-Werkstoffen wird als unabdingbar für das Prozessverständnis angesehen. Ebenso liefert die Betrachtung der Faserorientierung ein tieferes Verständnis des Verschleißmechanismus der Werkzeuge, um daraus Maßnahmen für Schneidstoffe, Werkzeuggeometrien und Frässtrategien abzuleiten.

### 3 Ziel der Arbeit und Vorgehensweise

Der Werkstoff CFK ist ein etablierter Leichtbauwerkstoff, der durch seine Delaminationsneigung eine große Herausforderung an die Fertigung darstellt. Zur Vermeidung von Schädigungen der Bauteile bei der Umrissbearbeitung mittels Fräsen kommen in der Industrie eine Vielzahl unterschiedlicher Werkzeuge und Strategien zum Einsatz. Eine einheitliche Vorgehensweise sowie kostengünstige Strategien zur Delaminationsvermeidung sind aktuell nicht vorhanden. Mit zunehmenden Stückzahlen und den insbesondere in der Flugzeugindustrie teuren Bauteilen kommt der gegen Ende der Wertschöpfungskette liegenden Fräsbearbeitung eine immer größere Bedeutung zu.

Die Entwicklung der Werkzeuge erfolgt häufig nach dem Prinzip „try and error“, da die Werkstoffeigenschaften aufgrund der zahlreichen Kombinationen von Faser, Matrix und deren Volumenanteilen sowie dem Laminataufbau und der Bauteilgeometrie sehr unterschiedlich sind. Zudem wird die aktuelle Produktion maßgeblich durch geringe Werkzeugstandzeiten, manuelle Nacharbeit delaminierter Bauteile und insgesamt hohe Prozesskosten und -zeiten bei gleichzeitig unbefriedigender Prozessstabilität bestimmt.

Bisher sind bei der spanenden Bearbeitung die Trennmechanismen, die Zerspankräfte und die Oberflächenqualität untersucht worden. Die Delamination an den Laminatdecklagen hingegen wurde bisher weniger und überwiegend in Kombination mit spezifischen Werkzeuggeometrien und Schnittparametern untersucht. Die elementare Beschreibung der Delamination [Har12, Hin15a, Zho15] sowie die räumliche Betrachtung der CFK-Zerspanung [Sch14] sind erst jüngst Gegenstand der Untersuchung geworden und weisen weiteren Forschungsbedarf auf, da ein vollständiges Verständnis der CFK-Zerspanung noch immer fehlt.

#### Ziele

Diese Arbeit hat zwei grundlegende Ziele. Das erste Ziel besteht im Ausbau des Verständnisses der elementaren Zusammenhänge bei der Fräsbearbeitung von CFK mit unidirektionalen Decklagen, um Fräsprozesse unabhängig von den unterschiedlichen Werkstoffen und Werkzeugen optimieren und somit Delamination vermindern zu können. Das zweite Ziel besteht im Ausbau des Verständnisses des Verschleißes von Hartmetallwerkzeugen bei der Zerspanung von CFK-Gelegen, um eine Grundlage für eine qualitative Verschleißvorhersage zu schaffen.

#### Vorgehen

Im ersten Teil wird ein Modell zur räumlichen Beschreibung der Lage der Schneide zur Faser und der effektiven Geschwindigkeit eines ausgewählten Schneidenkontaktpunktes aufgestellt. Anschließend werden basierend auf diesem Modell die Einflüsse der geometrischen und kinematischen Bedingungen auf die Delamination beim Fräsen mit geneigten und ungeneigten Werkzeugen untersucht.

Die Ausbildung unerwünschter Faserüberstände hängt erheblich von der Bauteilkontur und der Richtung der Vorschubbewegung ab. Im zweiten Teil wird daher das Auftreten von Faserüberständen in Hinblick auf bei realen Bauteilen vorkommende Konturen analysiert. Es wird ein Modell für die maximal auftretende Länge der Faserüberstände aufgestellt. Aufbauend darauf werden Frässtrategien zur Minimierung der Faserüberstandslängen abgeleitet.

Der Werkzeugverschleiß ergibt sich im bedeutsamsten Fall des Fräsens im Vollschnitt aus der Überlagerung sehr unterschiedlicher Eingriffsverhältnisse, die aus dem Faserorientierungswinkel und den mit der Werkzeugrotation veränderlichen Fasertrennwinkeln und Spannungsdicken resultieren. Im dritten Teil wird daher der Einfluss des Faserorientierungswinkels auf den Verschleiß von Hartmetallfräs Werkzeugen unterschiedlicher Sorten untersucht. Dazu wird ein Modell zur Verschleißvorhersage aufgestellt, welches durch Kumulation der schnittwegabhängigen Verschleißbeiträge den Werkzeugverschleiß bei unterschiedlichen Faserorientierungswinkeln qualitativ richtig abbildet. Als Eingangsgröße des Modells dient der bei Hobelversuchen mit ausgewählten Fasertrennwinkeln und Spannungsdicken gemessene Verschleiß. Der modellierte Verschleiß wird anschließend dem realen Verschleiß beim Fräsen gegenübergestellt.

## 4 Modellierung der Eingriffssituation beim Fräsen von UD-FVK

In diesem Kapitel werden die geometrischen und kinematischen Verhältnisse des Schneideneingriffs sowie die maximalen Faserüberstände in Abhängigkeit von der Fräsbahn modelliert.

### 4.1 Geometrie und Kinematik des Schneideneingriffs

Der Fasertrennwinkel  $\theta$  wird in den vorherigen Kapiteln als kleinster Winkel zwischen der momentanen Schnittrichtung in der Laminebene und der ungetrennten Faser definiert und wird mit einem Zahlenwert angegeben. Diese Definition beinhaltet jedoch weder den Einfluss der Werkzeuggeometrie und Lage der Werkzeugachse zur Faser noch eine nicht in der Laminebene liegende Schnittbewegung. Bei der peripheren Bearbeitung von Schalenbauteilen ist die Vorschubbewegung typischerweise parallel zur Bauteiloberfläche. Die momentane Lage der Schneide wird hierbei durch den Eingriffswinkel  $\varphi$  bestimmt. Im Falle eines unidirektionalen Laminates wird die Orientierung der Vorschubbewegung relativ zu den Fasern in der Laminebene mit Hilfe des Faserorientierungswinkels  $\Phi$  angegeben.

Das Fräsen mit Sturzwinkel – wie in Abbildung 4.1 a) gezeigt – ist vom Stirnfräsen bekannt (siehe Kapitel 2.2). Bei CFK-Werkstoffen wurde das Fräsen mit Sturz bisher ausschließlich von Hosokawa eingesetzt [Hos14], jedoch wurden die Eingriffsbedingungen nicht näher untersucht. Des Weiteren ist in Abbildung 4.1 a) das Fräsen mit Seitenwinkel  $\lambda$  dargestellt, bei dem die Werkzeugachse senkrecht zur Vorschubrichtung  $v_f$  geneigt wird. Als Folge des Neigens der Werkzeugachse muss der bisher zweidimensional in der Laminebene definierte Fasertrennwinkel  $\theta$  um den kinematischen Anteil normal zur Laminebene erweitert werden.

Die Geometrie der Werkzeugschneide wird in Anlehnung an die [ISO 3002-1] im Werkzeugbezugssystem in Bezug zur Vorschub- und Schnittrichtung beschrieben. Dies gilt für homogene Materialien, jedoch nicht für orthotrope Werkstoffe wie CFK.

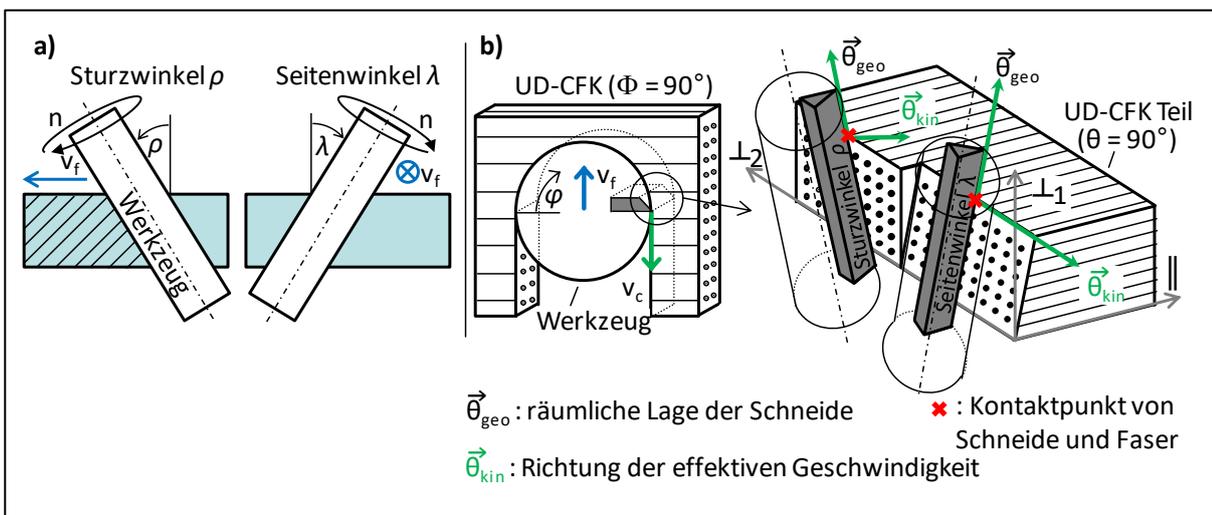


Abbildung 4.1: a) Definition des Sturzwinkels  $\rho$  und Seitenwinkels  $\lambda$ , b) kinematische und geometrische Position der Schneide relativ zur Faser in drei Richtungen: parallel ( $\parallel$ ) und doppelt senkrecht zur Faserachse ( $\perp 1, \perp 2$ ) [nach Hin18]

Die räumliche Beschreibung erfolgt in Anlehnung an [Puc96] und [Sch14], die die auf die Faser wirkenden spezifischen Kräfte und Spannungen in einen Anteil parallel zur Faser ( $\parallel$ ) sowie zwei

Anteile quer zur Faser aufgeteilt haben (siehe Abbildung 4.1 b)). Der erste Anteil quer zur Faser ( $\perp 1$ ) steht normal zur Laminebene. Der zweite Anteil liegt in der Laminebene ( $\perp 2$ ). Teile dieser Untersuchung wurden bereits in [Hin18] veröffentlicht.

#### 4.1.1 Geometrische und kinematische Lage von Schneide und Faser

Um eine vollständige Beschreibung des Fasertrennwinkels beim Fräsen vornehmen zu können, muss neben dem Fasertrennwinkel  $\theta$  und der geometrischen Lage der Schneide die Richtung der Bewegung berücksichtigt werden. Dies gelingt, indem die Lage der Schneide im kartesischen Koordinatensystem im  $IR^3$  über einen geometrischen Vektor  $\vec{\theta}_{geo} \in IR^3$  und die effektive Geschwindigkeit und Richtung mit einem kinematischen Vektor  $\vec{\theta}_{kin} \in IR^3$  relativ zur Faser im Trennpunkt beschrieben wird. Die beiden Vektoren werden im Folgenden als Fasertrennvektoren bezeichnet, da sie Informationen über die Situation an derselben Stelle enthalten, die bisher ausschließlich über den Fasertrennwinkel  $\theta$  und die Werkzeuggeometrie beschrieben wurde. Die geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren  $\vec{\theta}_{geo}$  und  $\vec{\theta}_{kin}$  werden in dem in Abbildung 4.1 b) dargestellten Faserkoordinatensystem angegeben. Die jeweils betrachtete Faser ist hierbei als der erste Einheitsvektor  $\vec{e}_1 \in IR^3$  definiert:

$$\vec{e}_1 := \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (4.1)$$

Die Koordinaten des geometrischen Fasertrennvektors  $\vec{\theta}_{geo}$  ergeben sich aus der Orientierung der Schneide. Diese kann im Werkzeug-Bezugssystem eindeutig mittels Einstellwinkel  $\kappa_r$ , Rückspanwinkel  $\gamma_p$  und den Span- und Normalfreiwinkeln  $\gamma_n$  und  $\alpha_n$  angegeben werden. Auf den Fräser bezogen ergeben sich die Koordinaten bei einem bestimmten Eingriffswinkel  $\varphi$  aus dem Rückspanwinkel  $\gamma_p$ , dem Sturz  $\rho$  (positiv in Vorschubrichtung definiert), dem Seitenwinkel  $\lambda$  (mathematisch negativ zur Vorschubrichtung definiert) sowie ggf. der Konizität, die dem Einstellwinkel  $\kappa_r$  entspricht:

$$\vec{\theta}_{geo}(\Phi, \varphi, \rho, \lambda, \kappa_r, \gamma_p) = \begin{pmatrix} \theta_{geo,\parallel} \\ \theta_{geo,\perp 2} \\ \theta_{geo,\perp 1} \end{pmatrix} \quad (4.2)$$

Die Koordinaten des kinematischen Fasertrennvektors  $\vec{\theta}_{kin}$  ergeben sich aus Richtung und Betrag der Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit. Beim Fräsen ergeben sich diese am Kontaktpunkt von Schneide und Faser aus der Drehrichtung, der Drehzahl, dem Werkzeugdurchmesser, der Neigung der Werkzeugachse sowie der Vorschubrichtung und -geschwindigkeit. Die ersten beiden Koordinaten des kinematischen Fasertrennvektors stellen hierbei den bekannten Fasertrennwinkel relativ zur Faser dar. Die dritte Koordinate ist der bisher fehlende Anteil senkrecht zur Laminebene, der sich bei der Neigung des Fräswerkzeuges sowie einer überlagerten axialen Bewegung ergibt:

$$\vec{\theta}_{kin}(\Phi, \varphi, \rho, \lambda) = \begin{pmatrix} \theta_{kin,\parallel} \\ \theta_{kin,\perp 2} \\ \theta_{kin,\perp 1} \end{pmatrix} \quad (4.3)$$

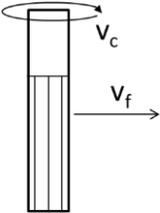
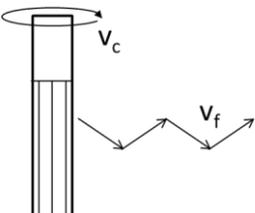
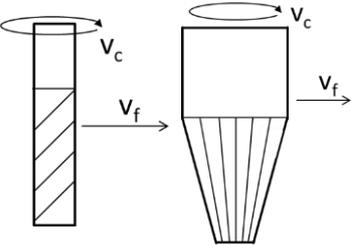
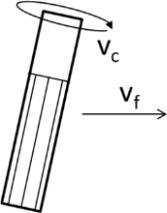
Die absoluten Winkel zwischen Faser und geometrischem sowie kinematischem Vektor werden nach der Definition des Skalarproduktes zweier Vektoren wie folgt berechnet:

$$\cos(\theta_{\text{geo}}) = \frac{\vec{\theta}_{\text{geo}} * \vec{e}_1}{|\vec{\theta}_{\text{geo}}| * |\vec{e}_1|}; \cos(\theta_{\text{kin}}) = \frac{\vec{\theta}_{\text{kin}} * \vec{e}_1}{|\vec{\theta}_{\text{kin}}| * |\vec{e}_1|} \quad (4.4)$$

Eine Neigung des Werkzeuges führt immer zu einer Änderung der geometrischen Lage zwischen Faser und Schneide sowie einer Änderung der Schnittrichtungsvektoren über dem Schnittbogen. Es müssen somit immer beide Fasertrennvektoren betrachtet werden, um die Auswirkungen auf den Prozess analysieren zu können.

In Tabelle 4.1 sind die Koordinateneinträge (gleich/ungleich Null) der Fasertrennvektoren am Beispiel unterschiedlicher Werkzeuggeometrien, Werkzeugneigungen und Vorschubrichtungen – unabhängig vom Faserorientierungswinkel  $\Phi$  und Eingriffswinkel  $\varphi$  – qualitativ angegeben.

Tabelle 4.1: Beispiele für Koordinateneinträge (gleich/ungleich Null) der Fasertrennvektoren bei ausgewählten Werkzeuggeometrien, Werkzeugneigungen und Vorschubrichtungen

Beispiele unterschiedlicher Zerspannsituationen	Koordinateneinträge der Fasertrennvektoren
gerade genutetes Werkzeug ( $\gamma_p = 0^\circ$ ) 	$\vec{\theta}_{\text{kin}} = \begin{pmatrix} \theta_{\text{kin},\parallel} \\ \theta_{\text{kin},\perp 2} \\ 0 \end{pmatrix}; \vec{\theta}_{\text{geo}} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \theta_{\text{geo},\perp 1} \end{pmatrix}$
axial oszillierendes Werkzeug 	$\vec{\theta}_{\text{kin}} = \begin{pmatrix} \theta_{\text{kin},\parallel} \\ \theta_{\text{kin},\perp 2} \\ \theta_{\text{kin},\perp 1} \end{pmatrix}; \vec{\theta}_{\text{geo}} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \theta_{\text{geo},\perp 1} \end{pmatrix}$
gedralltes ( $\gamma_p \neq 0^\circ$ ) oder konisches Werkzeug ( $\kappa_r \neq 90^\circ$ ) 	$\vec{\theta}_{\text{kin}} = \begin{pmatrix} \theta_{\text{kin},\parallel} \\ \theta_{\text{kin},\perp 2} \\ 0 \end{pmatrix}; \vec{\theta}_{\text{geo}} = \begin{pmatrix} \theta_{\text{geo},\parallel} \\ \theta_{\text{geo},\perp 2} \\ \theta_{\text{geo},\perp 1} \end{pmatrix}$
geneigtes Werkzeug ( $\rho \neq 0^\circ$ und/oder $\lambda \neq 0^\circ$ ) 	$\vec{\theta}_{\text{kin}} = \begin{pmatrix} \theta_{\text{kin},\parallel} \\ \theta_{\text{kin},\perp 2} \\ \theta_{\text{kin},\perp 1} \end{pmatrix}; \vec{\theta}_{\text{geo}} = \begin{pmatrix} \theta_{\text{geo},\parallel} \\ \theta_{\text{geo},\perp 2} \\ \theta_{\text{geo},\perp 1} \end{pmatrix}$

Beim typischen industriellen Fräsprozess liegt die Vorschubrichtung in der Laminebene. Die Werkzeugachse steht hierbei senkrecht zur Laminebene. Die Rotation um die Werkzeugachse bewirkt, dass die Schnittrichtungsvektoren in der Laminebene liegen und deren Richtung vom Eingriffswinkel  $\varphi$  abhängt. Bei einem **gerade genuteten Werkzeug** ( $\gamma_p = 0^\circ$ ) führt dies dazu, dass die dritte Koordinate des kinetischen und die erste und zweite Koordinate des geometrischen Fasertrennvektors Null beträgt.

Bei einer überlagerten Schnittbewegung, wie es z. B. beim **Oszillieren** der Fall ist, kommt beim kinetischen Fasertrennvektor eine Komponente normal zur Laminebene hinzu.

Bei einem **gedrallten Werkzeug** ( $\gamma_p \neq 0^\circ$ ) sowie einem **konischen Werkzeug** ( $\kappa_r < 90^\circ$ ) steht die Schneide nicht senkrecht zur Laminebene und liegt schief zur jeweils betrachteten Faser. Die Schnittrichtungsvektoren liegen weiterhin in der Laminebene. Der Drallwinkel besitzt neben dem Einfluss auf die geometrische Anordnung von Schneide und Faser einen Einfluss auf die effektiven Frei- und Spanwinkel.

Beim **Fräsen mit geneigtem Werkzeug** ( $\rho \neq 0^\circ$  und/oder  $\lambda \neq 0^\circ$ ) steht die Werkzeugachse nicht senkrecht zur Laminebene. Als Folge dessen liegen die Geschwindigkeitsvektoren teilweise außerhalb der Laminebene und stehen in diesem Fall schief zu den Fasern.

### Berechnung der geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren

Dem Fräser wird das Koordinatensystem (KOS) mit den Achsen  $x$ ,  $y$  und  $z$  zugeteilt, wobei die  $x$ -Achse in Vorschubrichtung zeigt (Abbildung 4.2 a)). Die für die Schnittbewegung erforderliche Rotation führen die Schneiden des Werkzeugs um die  $z$ -Achse aus, wobei das Fräser-KOS nicht rotiert. Das KOS des CFK-Werkstückes besitzt die Achsen  $p_1$ ,  $p_2$  und  $p_3$ , wobei im senkrechten Zustand des Fräasers  $p_1 = x$ ,  $p_2 = y$  und  $p_3 = z$  gilt. Das Faser-KOS enthält die Achsen  $\parallel$ ,  $\perp_2$  und  $\perp_1$ , die zugleich die spezifischen Faserrichtungsanteile darstellen (siehe Abbildung 4.1 b)).

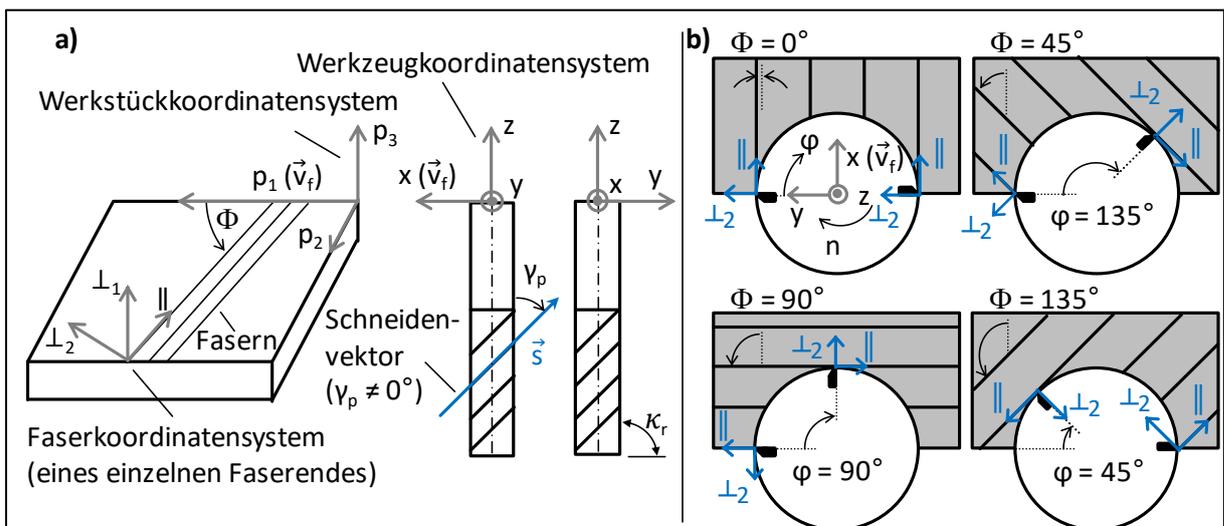


Abbildung 4.2: a) Koordinatensysteme von Fräser, Werkstück und Faser, b) Rotation des Faserkoordinatensystems um den Wert  $180^\circ$  um die  $\perp_1$ -Achse beim Erreichen der Summe  $(\Phi + \varphi) > 180^\circ$  [Hin18]

Die Lage des Faserkoordinatensystems relativ zum Werkstückkoordinatensystem ist nicht fest, und jedes Faserende besitzt sein eigenes Faser-KOS. Aus diesem Grund dreht sich das Faser-KOS am Kontaktpunkt mit der Schneide um  $180^\circ$  um die  $\perp_1$ -Achse beim Überschreiten des Wertes  $(\Phi + \varphi) > 180^\circ$ . Die Vorzeichen der geometrischen und kinematischen Anteile in Richtung der  $\parallel$ -Achse und  $\perp_2$ -Achse kehren sich sprunghaft um (siehe Abbildung 4.2 b)). Dies entspricht der Situation beim Fasertrennwinkel  $\theta = 0^\circ/180^\circ$ .

Zunächst wird die geometrische und kinematische Lage der Schneide im Fräser-KOS beschrieben. Hierfür werden der Eingriffswinkel  $\varphi$  sowie der Rückspanwinkel  $\gamma_p$  betrachtet. Im Anschluss erfolgt die Umrechnung des Fräser-KOS ins Faser-KOS. Die Umrechnung erfolgt unter Betrachtung des Faserorientierungswinkels  $\Phi$ , des Sturzwinkels  $\rho$  sowie des Seitenwinkels  $\lambda$ .

### Geometrische Lage der Schneide im Fräser-KOS

Für die Berechnung der geometrischen Lage wird die Schneide in ihrem Ursprungszustand ( $\gamma_p = 0^\circ$ ,  $\kappa_r = 90^\circ$ ) als dritter Einheitsvektor mit ausschließlich axialem Anteil relativ zum Fräser definiert:

$$\vec{s} := \vec{e}_3 = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix} \quad (4.5)$$

Der Eingriffswinkel  $\varphi$  wird bei einem rechtssinnig schneidenden Werkzeug als mathematisch negative Rotation um die z-Achse des Fräasers  $R_z(\varphi)$  definiert und startet mit  $\varphi = 0^\circ$  auf der y-Achse. Der Rückspanwinkel  $\gamma_p$  wird demzufolge als Rotation der Schneide um die y-Achse  $R_y(\gamma_p)$  definiert. Der Einstellwinkel  $\kappa_r$  wird als mathematisch negative Rotation der Schneide um die x-Achse  $R_x(\kappa_r)$  definiert. Hieraus ergeben sich die Rotationsmatrizen  $R_z(\varphi)$ ,  $R_y(\gamma_p)$  und  $R_x(\kappa_r)$ :

$$R_z(\varphi) = \begin{pmatrix} \cos(\varphi) & \sin(\varphi) & 0 \\ -\sin(\varphi) & \cos(\varphi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}; \quad R_y(\gamma_p) = \begin{pmatrix} \cos(\gamma_p) & 0 & -\sin(\gamma_p) \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin(\gamma_p) & 0 & \cos(\gamma_p) \end{pmatrix}; \quad (4.6)$$

$$R_x(\kappa_r) = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \sin(\kappa_r) & \cos(\kappa_r) \\ 0 & -\cos(\kappa_r) & \sin(\kappa_r) \end{pmatrix}$$

Für die Schneide ergibt sich in Abhängigkeit vom Rückspanwinkel  $\gamma_p$  und des Eingriffswinkels  $\varphi$  der folgende Vektor:

$$\begin{aligned} \vec{s}(\varphi, \gamma_p, \kappa_r) &= R_z(\varphi) \cdot R_y(\gamma_p) \cdot R_x(\kappa_r) \cdot \vec{s} \\ &= \begin{pmatrix} -\cos(\varphi) \cdot \sin(\gamma_p) \cdot \sin(\kappa_r) + \sin(\varphi) \cdot \cos(\kappa_r) \\ \sin(\varphi) \cdot \sin(\gamma_p) \cdot \sin(\kappa_r) + \cos(\varphi) \cdot \cos(\kappa_r) \\ \cos(\gamma_p) \cdot \sin(\kappa_r) \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (4.7)$$

### Kinematische Lage im Fräser-KOS

Für die Berechnung der kinematischen Lage der Schneide zur Faser wird ein Punkt auf der Mantelfläche des Fräasers definiert, der mit der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  um die z-Achse des Fräser-KOS rotiert. Dies entspricht der Rotation des ersten Einheitsvektors durch die Matrix  $R_z(\varphi)$ . Die Vorschubbewegung mit der Geschwindigkeit  $v_f$  erfolgt in Richtung der x-Achse des Fräser-KOS. Die sich ergebenden Vektoren der Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit lauten:

$$\vec{v}_c(\varphi) = v_c \cdot R_z(\varphi) \cdot \vec{e}_1 = v_c \begin{pmatrix} \cos(\varphi) \\ -\sin(\varphi) \\ 0 \end{pmatrix}; \quad \vec{v}_f = v_f \cdot \vec{e}_1 = v_f \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (4.8)$$

### Umrechnung vom Fräser-KOS zum Faser-KOS

Das Fräsen mittels Sturzwinkel  $\rho$  und Seitenwinkel  $\lambda$  beschreibt jeweils ein Neigen des Fräasers zur Laminebene. Für die Berechnung werden beide Winkel zusammen betrachtet und als Rotation  $R_{p_2}(\beta)$  des Fräser-KOS gegenüber dem Werkstück-KOS um die  $p_2$ -Achse mit anschließender Rotation  $R_{p_3}(\Phi + \alpha)$  um die  $p_3$ -Achse definiert. Der Faserorientierungswinkel  $\Phi$  sowie der Winkel  $\alpha$  beschreiben zwei aufeinanderfolgende Rotationen um die  $p_3$ -Achse und werden daher addiert. Der Betrag des Winkels  $\alpha$  in der x/y-Ebene berechnet sich folgendermaßen:

$$\alpha(\rho, \lambda) = \left| \tan^{-1} \left( \frac{\sin(\lambda)}{\sin(\rho)} \right) \right|; \quad \text{mit } |\alpha| = \frac{\pi}{2} \text{ für } \rho = 0^\circ \quad (4.9)$$

Der Winkel  $\beta$  beschreibt die Neigung der z-Achse zur  $\parallel/\perp_2$ -Ebene bzw. zur  $p_1/p_2$ -Ebene und der Betrag berechnet sich wie folgt:

$$\beta(\rho, \lambda) = \left| \cos^{-1} \left( \frac{1}{\sqrt{\tan(\rho)^2 + \tan(\lambda)^2 + 1}} \right) \right| \quad (4.10)$$

Die Rotationsmatrizen  $R_{p_2}(\beta)$  und  $R_{p_3}(\Phi + \alpha)$  zur Beschreibung des Fräser-KOS im Faser-KOS ergeben:

$$R_{p_2}(\beta) = \begin{pmatrix} \cos(\beta) & 0 & \sin(\beta) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin(\beta) & 0 & \cos(\beta) \end{pmatrix}; \quad (4.11)$$

$$R_{p_3}(\Phi + \alpha) = \begin{pmatrix} \cos(\Phi + \alpha) & -\sin(\Phi + \alpha) & 0 \\ \sin(\Phi + \alpha) & \cos(\Phi + \alpha) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

Relativ zum Faser-KOS beschreiben die Winkel  $\alpha$  und  $\beta$  jeweils eine Rotation des Fräser-KOS. Aus der definierten Reihenfolge der Rotationen ergeben sich die in der Tabelle 4.2 dargestellten Vorzeichen für  $\alpha$  und  $\beta$  in Abhängigkeit vom Seitenwinkel  $\lambda$  sowie vom Sturzwinkel  $\rho$ .

Tabelle 4.2: Vorzeichenkonvention für  $\alpha$  und  $\beta$  in Abhängigkeit von  $\lambda$  und  $\rho$ 

	$\lambda < 0^\circ$	$\lambda = 0^\circ$	$\lambda > 0^\circ$
$\rho < 0^\circ$	$\alpha = - \alpha , \beta = - \beta $	$\alpha = 0^\circ, \beta = - \beta $	$\alpha =  \alpha , \beta = - \beta $
$\rho = 0^\circ$	$\alpha = \pi/2, \beta =  \beta $	$\alpha = 0^\circ, \beta = 0^\circ$	$\alpha = -\pi/2, \beta =  \beta $
$\rho > 0^\circ$	$\alpha =  \alpha , \beta =  \beta $	$\alpha = 0^\circ, \beta =  \beta $	$\alpha = - \alpha , \beta =  \beta $

Durch die Rotation des Fräser-KOS um den Winkel  $\alpha$  entspricht der erste Schneidenkontakt mit dem Werkstück dem Fall  $\varphi' = \varphi + \alpha$ . Der Schneidenvektor  $\vec{s}'$  hat somit die Form:

$$\vec{s}'(\varphi', \gamma_p, \kappa_r) = R_z(\varphi') \cdot R_y(\gamma_p) \cdot R_x(\kappa_r) \cdot \vec{s}$$

$$= \begin{pmatrix} -\cos(\varphi + \alpha) \cdot \sin(\gamma_p) \cdot \sin(\kappa_r) + \sin(\varphi + \alpha) \cdot \cos(\kappa_r) \\ \sin(\varphi + \alpha) \cdot \sin(\gamma_p) \cdot \sin(\kappa_r) + \cos(\varphi + \alpha) \cdot \cos(\kappa_r) \\ \cos(\gamma_p) \cdot \sin(\kappa_r) \end{pmatrix} \quad (4.12)$$

Der resultierende Schnittgeschwindigkeitsvektor  $\vec{v}'_c$  hat die Form:

$$\vec{v}'_c(\varphi') = v_c \cdot R_z(\varphi') \cdot \vec{e}_1 = v_c \begin{pmatrix} \cos(\varphi + \alpha) \\ -\sin(\varphi + \alpha) \\ 0 \end{pmatrix} \quad (4.13)$$

Für den **geometrischen Fasertrennvektor**  $\vec{\theta}_{\text{geo}}$ , der die aktuelle Orientierung der Werkzeugschneide widerspiegelt, folgt:

$$\vec{\theta}_{\text{geo}}(\Phi, \varphi, \gamma_p, \kappa_r, \alpha(\rho, \lambda), \beta(\rho, \lambda)) = R_{p3}(\Phi + \alpha) \cdot R_{p2}(\beta) \cdot \vec{s}'(\varphi, \gamma_p, \kappa_r, \alpha) \quad (4.14)$$

Im Falle eines zylindrischen, gerade genuteten Fräswerkzeuges (Einstellwinkel  $\kappa_r = 90^\circ$  und Rückspanwinkel  $\gamma_p = 0^\circ$ ) – wie in dieser Arbeit verwendet – ergibt sich folgender geometrische Fasertrennvektor:

$$\vec{\theta}_{\text{geo}}(\Phi, \alpha(\rho, \lambda), \beta(\rho, \lambda)) = \begin{pmatrix} \cos(\Phi + \alpha) \cdot \sin(\beta) \\ \sin(\Phi + \alpha) \cdot \sin(\beta) \\ \cos(\beta) \end{pmatrix} \quad (4.15)$$

Mit der vereinfachten Notation  $\sin(\varphi) = s\varphi$  und  $\cos(\varphi) = c\varphi$  folgt für den **kinematischen Fasertrennvektor**  $\vec{\theta}_{\text{kin}}$ , der im Falle eines zylindrischen Fräswerkzeuges den effektiven Schnittgeschwindigkeitsvektor repräsentiert:

$$\vec{\theta}_{\text{kin}}(\Phi, \varphi, \alpha(\rho, \lambda), \beta(\rho, \lambda)) = R_{\perp 1}(\Phi + \alpha) \cdot R_{\perp 2}(\beta) \cdot \vec{v}'_c(\varphi) + R_{\perp 1}(\Phi) \cdot \vec{v}_f =$$

$$v_c \begin{pmatrix} c(\Phi + \alpha) \cdot c\beta \cdot c(\varphi + \alpha) + s(\Phi + \alpha) \cdot s(\varphi + \alpha) \\ s(\Phi + \alpha) \cdot c\beta \cdot c(\varphi + \alpha) - c(\Phi + \alpha) \cdot s(\varphi + \alpha) \\ -s\beta \cdot c(\varphi + \alpha) \end{pmatrix} + v_f \begin{pmatrix} c\Phi \\ s\Phi \\ 0 \end{pmatrix} \quad (4.16)$$

### Erweiterung des Modells auf weitere spanende Verfahren

Die geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren können auf weitere spanende Verfahren mit translatorischer sowie rotatorischer Schnittbewegung wie beispielsweise Hobeln,

Bohren, Sägen und Trennschleifen übertragen werden. Das Hobeln entspricht der Situation des Fräsens beim Eingriffswinkel  $\varphi = 0^\circ$ . Beim Bohren ändert sich aufgrund des Spitzenwinkels  $\sigma$  der Ursprungsschneidenvektor  $\vec{s}$  sowie die Richtung der Vorschubbewegung  $v_f$ , wodurch der Vorschubvektor einen Betrag ausschließlich normal zur Laminebene ( $\perp_1$ -Richtung) aufweist. Die Bearbeitung mittels Sägen und Trennschleifen entspricht bei konventioneller Bearbeitung, bei der die Schnitt- und Vorschubrichtung in einer Ebene liegen, einem um  $\lambda = 90^\circ$  geneigten Fräswerkzeug.

#### 4.1.2 Effektive Schneidengeometrie, Spanungsdicke und Schnittweg

Für die im vorherigen Kapitel beschriebene geometrische und kinematische Lage zwischen Schneide und Faser wurde die Schneide vereinfacht als Vektor betrachtet und die Schneidengeometrie zunächst nicht berücksichtigt. Die Schneidengeometrie beeinflusst jedoch den Zerspanprozess.

Im Folgenden wird der Einfluss veränderter geometrischer und kinematischer Eingriffsverhältnisse auf die effektive Schneidengeometrie und Spanungsdicke sowie den absoluten Schnittweg beschrieben.

##### Effektive Schneidengeometrie

Die Bezeichnung für die Schneidengeometrie mit Flächen, Winkeln und Kanten ist in der [DIN 6581] festgelegt. Es wird unterschieden zwischen dem Werkzeug-Bezugssystem, welches für Konstruktion, Herstellung und Prüfung benötigt wird und dem Wirk-Bezugssystem, mit dem die Geometrie der Schneide während der Zerspanung bestimmt wird. Im Folgenden wird beschrieben, welche Auswirkungen die Prozessbedingungen – und hier insbesondere die im vorherigen Kapitel behandelte Werkzeugneigung – auf die wirkende Schneidengeometrie haben.

Die effektive Schneidengeometrie kann geometrisch durch die Neigung der Schneide zur Schnitttrichtung sowie durch Variation der kinematischen Verhältnisse, wie Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit, verändert werden. Die Auswirkungen auf den Keilwinkel  $\beta_{\text{Keil}}$  beschrieb [Dre10] für den ziehenden Schnitt und berechnete den effektiven Keilwinkel, hier mit  $\beta'_{\text{Keil}}$  bezeichnet. Dieser verringert sich mit Zunahme der Schnitttrichtung parallel zur Schneide und wird durch das Verhältnis zwischen den Anteilen der parallel  $l_{c,\parallel}$  und senkrecht  $l_{c,\perp}$  in gleichen Zeitabschnitten zurückgelegten Strecke ausgedrückt (siehe Abbildung 4.3 a)). Die schraffierten Flächen zeigen jeweils qualitativ die effektive Schneidengeometrie.

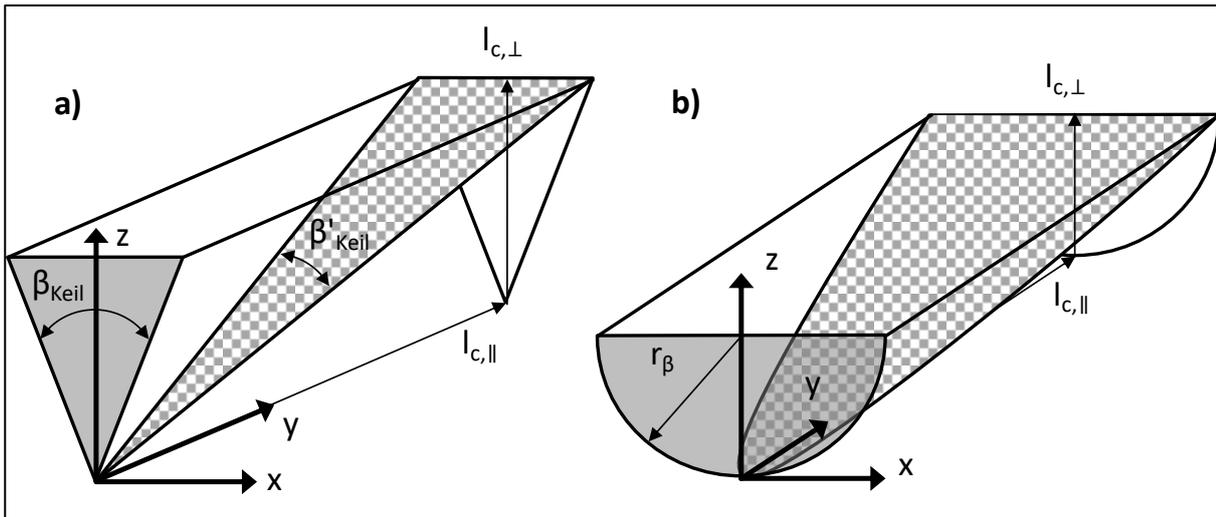


Abbildung 4.3: Der ziehende Schnitt am Beispiel einer idealen Schneide mit dem Keilwinkel  $\beta_{\text{Keil}}$  [nach Dre10] a) und der realen Schneide mit einem Schneidkantenradius  $r_{\beta}$  b) mit einer Schnitttrichtung in y-Richtung und einer Vorschubbewegung in z-Richtung

Bei der Zerspaltung von CFK ist die Schneidenverrundung typischerweise um einen Faktor zwei bis 10 größer als der Faserdurchmesser, der bei HTS-Fasern etwa  $7 \mu\text{m}$  beträgt. Der Keilwinkel trägt somit nur bedingt zur Beschreibung der direkten Eingriffsverhältnisse von Faser und Schneide bei. Der Effekt des kleineren Keilwinkels im ziehenden Schnitt ist auch bei einer verrundeten Schneide vorhanden. Hierbei ergibt sich durch den Zylinderabschnitt ein elliptisches und somit effektiv schärferes Schneidenprofil (siehe Abbildung 4.3 b)).

Bei der Fräsbearbeitung mit rotierendem Werkzeug liegen die Schneiden mit Rückspanwinkel  $\gamma_p = 0^\circ$  senkrecht zur Schnitttrichtung. Um den Effekt des ziehenden Schnittes beim Fräsen nutzen zu können, muss das Werkzeug in Vorschubrichtung geneigt sein oder einen Rückspanwinkel  $\gamma_p \neq 0^\circ$  aufweisen.

Im Folgenden wird der Einfluss eines gedrahten Werkzeugs mit dem eines geneigten Werkzeugs verglichen. Es wird jeweils die Schnittgeschwindigkeit parallel zur Schneide verglichen, die die effektive Schärfe der Schneide beeinflusst. Hierzu wird das Verhältnis  $X$  von parallelem  $v_{c,\parallel}$  zu senkrechtem  $v_{c,\perp}$  Anteil der Schnittgeschwindigkeit gebildet.

$$X = \frac{v_{c,\parallel}}{v_{c,\perp}} \quad (4.17)$$

Die Schnittgeschwindigkeit parallel und senkrecht zur Schneide ergibt für ein Fräswerkzeug mit Rückspanwinkel  $\gamma_p$  über dem Eingriffswinkel  $\varphi$ :

$$v_{c,\parallel,\gamma_p} = (v_c + v_f \cdot \cos \varphi) \cdot \sin \gamma_p \quad (4.18)$$

$$v_{c,\perp,\gamma_p} = (v_c + v_f \cdot \cos \varphi) \cdot \cos \gamma_p \quad (4.19)$$

Bei einem geneigten Werkzeug mit  $\gamma_p = 0^\circ$  besitzt nur die Komponente der Neigung in Vorschubrichtung (Sturzwinkel  $\rho$ ) einen Einfluss auf die Schnittgeschwindigkeit parallel und senkrecht zur Schneide:

$$v_{c,\parallel,\rho} = v_f \cdot \sin \rho \cdot \cos \varphi \quad (4.20)$$

$$v_{c,\perp,\rho} = v_c + v_f \cdot \cos \rho \cdot \cos \varphi \quad (4.21)$$

Zum Beispiel ergibt sich bei einer Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 160$  m/min und einer Vorschubgeschwindigkeit  $v_f = 1$  m/min bei dem Eingriffswinkel  $\varphi = 45^\circ$  für ein Werkzeug mit Rückspanwinkel das Verhältnis  $X(\gamma_p = 20^\circ) = 0,363970$ . Für ein gerade genutetes Werkzeug mit Sturzwinkel ergibt sich  $X(\rho = 20^\circ) = 0,001505$ .

Der Rückspanwinkel  $\gamma_p$  weist also im Gegensatz zum Sturzwinkel  $\rho$  einen signifikanten Einfluss auf die Schnittgeschwindigkeit parallel zur Schneide  $v_{c,\parallel}$  auf. Durch die Neigung des Fräswerkzeuges kann somit kein nennenswerter Effekt hinsichtlich einer schärferen Schneide erzielt werden, da typischerweise  $v_c \gg v_f$  gilt. Der Rückspanwinkel hingegen besitzt einen großen Einfluss auf die effektive Schärfe der Schneide. Zudem beeinflusst er die effektiven Frei- und Spanwinkel, die in Anlehnung an die [DIN 6581] berechnet werden können und daher an dieser Stelle nicht aufgeführt werden. Insgesamt führt ein kleiner effektiver Keilwinkel zu einem größeren effektiven Frei- und Spanwinkel.

### Effektive Spanungsdicke $h_{\text{eff}}$

Neben dem Zahnvorschub  $f_z$  und dem Eingriffswinkel  $\varphi$  kann die effektive Spanungsdicke  $h_{\text{eff}}$  auch durch das Neigen des Werkzeuges und eine somit zur Materialebene veränderte Lage der Schnittebene beeinflusst werden (siehe Abbildung 4.4). Hieraus folgt, dass die qualitätsbestimmenden Zerspanungsvorgänge nicht über die konventionelle Spanungsdicke  $h$  beschrieben werden können, sondern in Abhängigkeit von der Werkzeugneigung an der Decklage betrachtet werden müssen. Die Gleichungen in Kapitel 2.2 müssen somit für die Spanungsdicke um den Einfluss der Neigung erweitert werden.

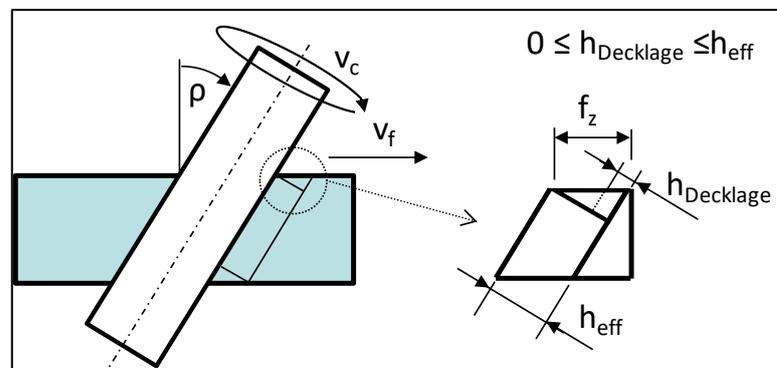


Abbildung 4.4: Spanungsdicke  $h$  beim Fräsen mit Sturzwinkel  $\rho$

Der Sturz  $\rho$  des Fräswerkzeuges führt zu einer Verringerung der effektiven Spanungsdicke  $h_{\text{eff}}$  in Abhängigkeit vom Eingriffswinkel  $\varphi$  im Inneren des Materials:

$$h_{\text{eff}} = f_z \cdot \sin(\varphi) \cdot \cos(\rho) \quad (4.22)$$

Im Bereich der Decklage führt der Sturz zu einem kleinen Bereich, in dem die Spanungsdicke an der Decklage  $h_{\text{Decklage}}$  von der effektiven Spanungsdicke  $h_{\text{eff}}$  abweicht und bei positivem Sturzwinkel linear von  $h_{\text{eff}}$  auf 0 an der neu entstehenden Schnittkante der oberen Decklage abfällt (siehe Abbildung 4.4). An der unteren Decklage ist der Verlauf der Spanungsdicke umgekehrt zur oberen Decklage. Bei einem Eingriffswinkel von  $\varphi = 90^\circ$  ist dieser Effekt aufgrund

der insgesamt größten Spannungsdicke am stärksten. Der Seitenwinkel  $\lambda$  hingegen besitzt keinen Einfluss auf die Spannungsdicke  $h$ .

### Schnittweg pro Werkzeugumdrehung

Beim Fräsen mit geneigtem Werkzeug werden je nach Neigung des Werkzeuges Schnittkanten an der oberen und unteren Decklage mit Schneidenbereichen bearbeitet, deren Schnittweg  $l_c$  pro Umdrehung geringer ist als derjenige der Schneiden im Inneren des Materials. Durch die Neigung vergrößert sich der genutzte axiale Schneidenbereich  $l_{axial,gesamt}$ . Im Bereich der Decklagen entstehen Übergangsbereiche der Länge  $l_{\text{Übergang}}$  mit geringerem absolutem Schnittweg  $l_c$  und somit geringerem Verschleiß über dem Vorschubweg  $l_f$ . In Abbildung 4.5 sind die Eingriffsverhältnisse am Beispiel eines Werkzeuges mit  $d = 8$  mm für das Fräsen eines  $t = 8$  mm dicken Materials mit Sturzwinkel  $\rho = 25^\circ$  bzw. mit Seitenwinkel  $\lambda = 25^\circ$  sowie die dazugehörigen Schnittwege pro Umdrehung  $l_{c,\rho}$  und  $l_{c,\lambda}$  aufgezeigt.

Die axiale Länge des eingesetzten Schneidenbereiches  $l_{axial,gesamt}$  sowie die Länge der Übergangsbereiche  $l_{\text{Übergang}}$  nehmen mit der Werkzeugneigung zu. Bei definierter Neigung sind die axialen Längen der Übergangsbereiche  $l_{\text{Übergang}}$  an der oberen und unteren Decklage identisch. Hierbei ist der axiale Bereich beim Fräsen mit Seitenwinkel  $l_{\text{Übergang},\lambda}$  doppelt so lang wie beim Fräsen mit Sturz  $l_{\text{Übergang},\rho}$ , wenn die Beträge beider Winkel gleich sind. Die Länge des Überganges  $l_{\text{Übergang}}$  wird in Abhängigkeit vom Werkzeugdurchmesser  $d$  und der jeweiligen Neigung wie folgt berechnet:

$$l_{\text{Übergang},\lambda} = d \cdot \tan(\lambda) \quad (4.23)$$

$$l_{\text{Übergang},\rho} = \frac{d}{2} \cdot \tan(\rho) \quad (4.24)$$

Die Kombination von Sturz und Seitenwinkel führt zu Längen des Übergangsbereiches, die zwischen den mit Gleichung (4.23) und (4.24) berechneten Werten liegen, wobei der Einfluss des jeweils größeren Winkels dominiert. Dies wird als einfache Näherung betrachtet und nicht weiter ausgeführt.

Die Schnittwege der Schneide zwischen den Übergangsbereichen unterscheiden sich nicht von denen eines ungeneigten Werkzeuges. Die pro Umdrehung erfolgten Einzelschnittwege der Schneidenbereiche im Übergangsbereich  $l_{c,\text{Übergang}}$  sind abhängig vom Werkzeugdurchmesser  $d$ , der Neigung des Werkzeuges sowie der axialen Position entlang des eingesetzten Schneidenbereiches  $l_{axial}$  ( $0 \leq l_{axial} \leq l_{\text{Übergang}}$ ):

$$l_{c,\text{Übergang}}(l_{axial}) = \pi \cdot d \cdot \frac{l_{axial}}{l_{\text{Übergang}}} \quad (4.25)$$

Bei jeder Werkzeugumdrehung hängt der Einzelschnittweg  $l_{c,final}$  des Schneidenbereiches, der die endgültige Schnittkante an der oberen und unteren Decklage erzeugt, von der Werkzeugneigung ab (siehe Abbildung 4.5).

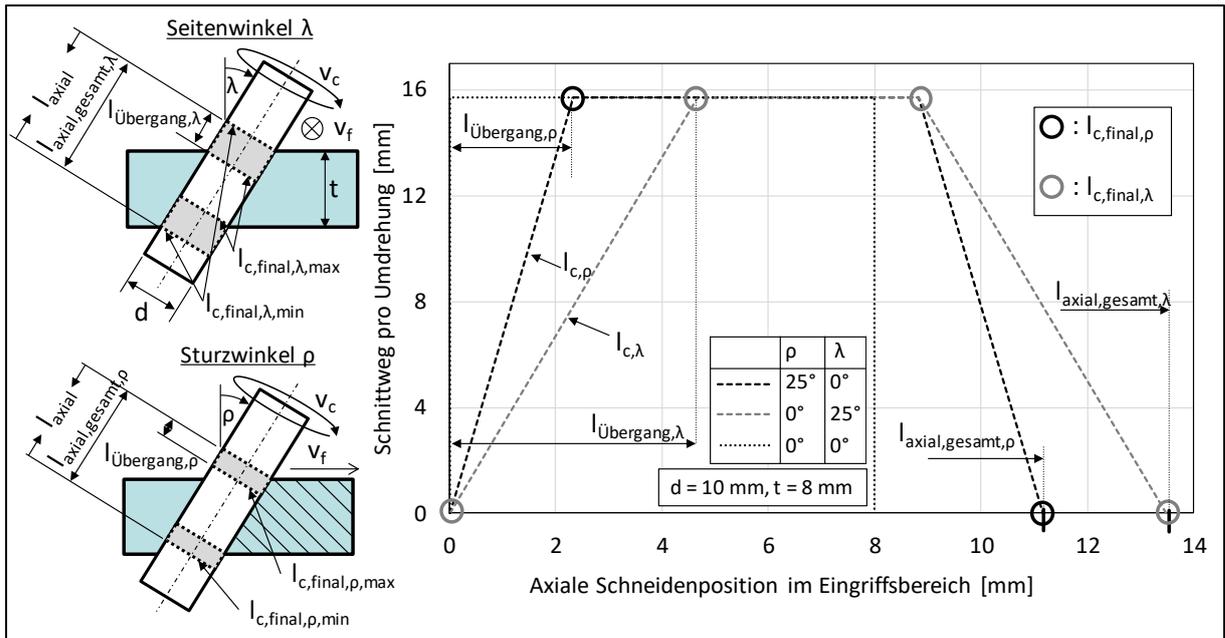


Abbildung 4.5: Schnittwerte der Schneidenbereiche pro Umdrehung  $l_{c,\rho}$  und  $l_{c,\lambda}$  beim Umfangsfräsen mit Sturzwinkel  $\rho$  und Seitenwinkel  $\lambda$

Beim Fräsen mit positivem Sturzwinkel ( $\rho > 0^\circ$ ) unterscheiden sich die Einzelschnittwege  $l_{c,\text{final},\rho}$  der Gleich- und Gegenlaufseite der oberen Decklage nicht von dem Schnittweg der Schneide eines ungeneigten Werkzeuges (siehe Abbildung 4.5). Der geringste Einzelschnittweg  $l_{c,\text{final},\rho}$  wird beim Fräsen mit positivem Sturzwinkel an der unteren Decklage an Gleich- und Gegenlaufseite erreicht. Bei einem negativen Sturzwinkel verhält sich dies an oberer und unterer Decklage umgekehrt. Beim Fräsen mit positivem Seitenwinkel ( $\lambda > 0^\circ$ ) wird der kleinste Einzelschnittweg  $l_{c,\text{final},\lambda,\text{min}}$  an der oberen Decklage der Gleichlaufseite erreicht und der größte an der Gegenlaufseite. An der unteren Decklage wird der kleinste Einzelschnittweg  $l_{c,\text{final},\lambda,\text{min}}$  an der Gegenlaufseite und der größte an der Gleichlaufseite erreicht. Bei einem negativen Seitenwinkel kehren sich die oben beschriebenen Verhältnisse um.

Die Kombination von Sturz und Seitenwinkel führt zu einer Verschiebung der Werte für die Einzelschnittlängen, wobei auch hier der Einfluss des jeweils größeren Winkels dominiert. Dies wird als einfache Näherung betrachtet und nicht weiter ausgeführt.

Die obigen Berechnungen ergeben, dass insbesondere das Fräsen mit Seitenwinkel zu einem großen Übergangsbereich führt, in dem die Schneiden einen geringeren Schnittweg zurücklegen und demzufolge einer geringeren thermischen und mechanischen Belastung ausgesetzt sind. Des Weiteren zeigt sich, dass die qualitätsbestimmende Schnittkante durch eine gezielte Werkzeugneigung mit den am geringsten belasteten Schneidenbereichen erzeugt werden kann.

#### 4.1.3 Zusammenfassung der Erkenntnisse

Beim Fräsen mit senkrecht zur Laminebene stehendem Werkzeug wird die geometrische Lage der Schneide zur Faser durch die Werkzeuggeometrie, den Faserorientierungswinkel und den jeweils vorliegenden Eingriffswinkel definiert. Am Kontaktpunkt Schneide/Faser ergibt

sich die effektive Geschwindigkeit und Richtung aus der Drehzahl, dem Werkzeugdurchmesser, dem Faserorientierungswinkel und dem jeweils vorliegenden Eingriffswinkel. Zudem verändert das Neigen der Werkzeugachse die geometrischen und kinematischen Bedingungen am Kontaktpunkt. Für die Berechnung der räumlichen Eingriffsbedingungen wurde ein Modell aufgestellt, mit dessen Hilfe die erzielte Schnittqualität allgemeingültig der räumlichen Eingriffsbedingung zugeordnet werden kann.

Des Weiteren bewirkt die Neigung des Werkzeuges eine Veränderung der Spannungsdicken sowie eine Änderung des axial im Eingriff befindlichen Schneidenbereiches. Hierfür wurden ebenfalls Berechnungsmodelle vorgestellt, aus denen hervorgeht, dass die Schneidenbelastung bei geeignet geneigtem Werkzeug an den qualitätserzeugenden Schneidenbereichen deutlich reduziert werden kann.

#### 4.1.4 Vorgehen zur experimentellen Untersuchung der Fasertrennung an der Schneide

Das Fräsen mit Neigung wurde mit vierschneidigen diamantbeschichteten Werkzeugen mit unterschiedlichen Rückspanwinkeln durchgeführt (die Werkzeugdaten sind in Kapitel 6.3 aufgeführt). Es wurden Nuten mit einer Länge von etwa 20 mm mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 160$  m/min und einem Zahnvorschub von  $f_z = 0,03$  mm in einen CFK-Werkstoff mit unidirektionaler Decklage gefräst und die Nutspitzen dokumentiert. Hierbei wurden die folgenden Parameter variiert, wobei die Werkzeugneigungen Sturz- und Seitenwinkel auch in Kombination untersucht wurden:

**Seitenwinkel  $\lambda$ :**  $-20^\circ, -15^\circ, -10^\circ, -5^\circ, 0^\circ, 5^\circ, 10^\circ, 15^\circ, 20^\circ$

**Sturzwinkel  $\rho$ :**  $-20^\circ, -15^\circ, -10^\circ, -5^\circ, 0^\circ, 5^\circ, 10^\circ, 15^\circ, 20^\circ$

**Faserorientierungswinkel  $\Phi$ :**  $45^\circ, 90^\circ, 135^\circ$

**Rückspanwinkel  $\gamma_p$ :**  $0^\circ, 20^\circ, 40^\circ$

Durch den Einsatz diamantbeschichteter Fräswerkzeuge wurde der Verschleißeinfluss im Gegensatz zu unbeschichteten Hartmetallwerkzeugen sowie PKD-Werkzeugen minimiert. Bei den Versuchen traten zudem keine Diamantschichtabplatzungen auf. Daher war eine nahezu konstante Schneidengeometrie bei allen Versuchen gegeben.

Die Versuche zum Einfluss der Werkzeugneigungen  $\rho$  und  $\lambda$  auf die Delamination wurden auf einer Kraftmessplattform durchgeführt, um neben der Untersuchung der Delamination den Einfluss auf die Bearbeitungskräfte herauszufinden. Hierdurch kann der Einfluss der veränderten Prozessbedingungen auf die Prozessstabilität, wie etwa Verformungen oder Schwingungen labiler Bauteile, abgeschätzt werden. Die Neigung des Werkzeuges relativ zum Werkstück wurde durch eine Fünffachs-Kinematik der Maschine realisiert.

## 4.2 Modellierung des maximalen Faserüberstandes in Abhängigkeit von der Fräsbahn

Bei der Umrissbearbeitung von Werkstoffen mit unidirektionaler Decklage wurde beobachtet, dass sich die Delamination entlang von Bauteilkonturen ändert, insbesondere die Länge von Faserüberständen (Delamination vom Typ II). Um ein tiefergehendes Verständnis der Delaminationsvorgänge zu erhalten, wird die Vorschubbewegung des Fräswerkzeuges relativ zum Werkstück in der Werkstückebene betrachtet. Das Ziel dieser Betrachtung ist die Ermittlung

der theoretisch maximal möglichen Längen von Faserüberständen in Abhängigkeit von der Vorschubbewegung.

An realen Bauteilen treten geometrisch einfach beschreibbare Abschnitte wie Geraden und Kreise auf. Des Weiteren existieren schwach gekrümmte konkave oder konvexe Abschnitte sowie Konturübergänge, die je nach Krümmungsradius abschnittsweise mittels Gerade oder Kreis approximiert oder im Falle von unstetigen Konturübergängen lokal mittels Winkeln beschrieben werden können. Im Folgenden werden die theoretisch maximal möglichen Längen der Faserüberstände für Fräsbahnen mit den Geometrien Gerade, Kreis und Winkel beschrieben. Teile dieser Untersuchung wurden bereits in [Hin16b, Hin17] veröffentlicht.

#### 4.2.1 Faserüberstände bei linearer Vorschubbewegung

Bei linearer Vorschubbewegung sind die maximal möglichen Faserüberstände einer unidirektionalen Decklage ausschließlich vom Werkzeugdurchmesser  $d$  sowie dem Faserorientierungswinkel  $\Phi_{\text{initial}}$  zum Zeitpunkt des Erstkontaktes zwischen Werkzeug und Faser abhängig. In diesem Fall entspricht der Faserorientierungswinkel  $\Phi_{\text{initial}}$  dem Fasertrennwinkel an beiden Schnittkanten  $\theta_{\text{Kante}}$ . Die Fasern werden am ersten Kontaktpunkt von Werkzeug und Faser initial getrennt, wodurch zwei Faserenden entstehen (siehe Abbildung 4.6 a)). Erfolgt im weiteren Schnitt keine Fasertrennung, weichen die Fasern dem Fräser aus und ragen anschließend als lose Fasern in die Fräsbahn. Hierbei endet die eine Faser an der Gleichlaufseite und die andere an der Gegenlaufseite. Eine Ausnahme bildet der Faserorientierungswinkel  $\Phi = 0^\circ/180^\circ$ , da die Fasern hierbei parallel zur Vorschubrichtung liegen. Die Berechnung der maximal möglichen Faserüberstandslängen wird nachfolgend vorgestellt.

Die Länge einer einzelnen in der Fräsbahn liegenden Faser  $l_{\text{lin}}$  beträgt:

$$l_{\text{lin}} = \frac{d}{\sin(\Phi_{\text{initial}})} \quad (4.26)$$

Für die Berechnung wird ein rechtsdrehendes Werkzeug betrachtet. Es gilt die Bedingung, dass pro Schneide und Umdrehung jeweils nur eine einzige Faser initial getrennt wird. Die Entfernung des initialen Fasertrennpunktes  $x_{\text{initial}}$  senkrecht zur Gegenlaufseite wird wie folgt ermittelt:

$$x_{\text{initial}} = \frac{d}{2} * (1 + \cos(\Phi_{\text{initial}})) \quad (4.27)$$

Die maximalen Längen der Faserüberstände, die an der Gleichlaufseite  $l_{\text{lin,GL}}$  sowie an der Gegenlaufseite  $l_{\text{lin,GG}}$  enden, berechnen sich wie folgt:

$$l_{\text{lin,GL}} = \frac{d * (1 - \cos(\Phi_{\text{initial}}))}{2 * \sin(\Phi_{\text{initial}})} \quad (4.28)$$

und

$$l_{\text{lin,GG}} = \frac{d * (1 + \cos(\Phi_{\text{initial}}))}{2 * \sin(\Phi_{\text{initial}})} \quad (4.29)$$

In Abbildung 4.6 b) sind die berechneten maximal möglichen Längen der Faserüberstände der Gleich- und Gegenlaufseite bei linearer Vorschubbewegung über dem Faserorientierungswinkel  $\Phi_{\text{initial}}$  für die Werkzeugdurchmesser  $d = 4 \text{ mm}$  und  $d = 12,7 \text{ mm}$  aufgetragen. Die Längen der Faserüberstände an beiden Seiten sind symmetrisch zum Faserorientierungswinkel  $\Phi_{\text{initial}} = 90^\circ$  und an dieser Position identisch. An der Gegenlaufseite nehmen die Längen der Faserüberstände mit steigendem Faserorientierungswinkel  $\Phi_{\text{initial}}$  ab, wohingegen sie an der Gleichlaufseite mit  $\Phi_{\text{initial}}$  ansteigen. Die Faserüberstände erreichen für  $\Phi_{\text{initial}} \rightarrow 0^\circ/180^\circ$  theoretisch eine unendliche Länge, in der Realität sind die Längen jedoch durch die Bauteilabmessungen begrenzt.

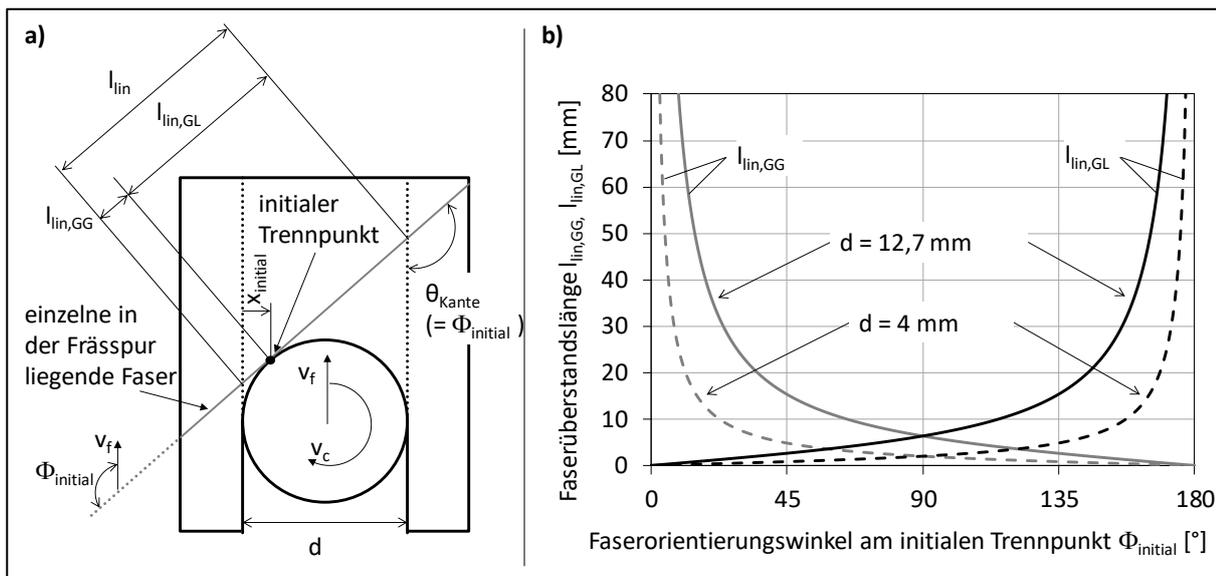


Abbildung 4.6: Maximale Längen der Faserüberstände an Gleich- und Gegenlaufseite  $l_{\text{lin,GL}}$  bzw.  $l_{\text{lin,GG}}$  in Abhängigkeit vom Faserorientierungswinkel  $\Phi_{\text{initial}}$  und Werkzeugdurchmesser  $d$  bei linearer Vorschubbewegung [nach Hin17]

Weiterhin korreliert der Werkzeugdurchmesser mit den Längen der Faserüberstände. Mit kleinerem Werkzeugdurchmesser nimmt die Länge der Faserüberstände ab (siehe Abbildung 4.6 b)). Der Einfluss des Werkzeugdurchmessers auf die Länge der Faserüberstände ist jedoch geringer als der Einfluss des Faserorientierungswinkels  $\Phi_{\text{initial}}$  und der Bearbeitung im Gleich- oder Gegenlauf.

#### 4.2.2 Faserüberstände bei kreisförmiger Vorschubbewegung

Die Länge einer einzelnen in der Fräsbahn liegenden Faser verändert sich, sobald sich die Richtung der Vorschubbewegung nach dem initialen Trennen der Faser ändert und entspricht nicht mehr der Länge  $l_{\text{lin}}$  bei linearer Vorschubbewegung. Diese beeinflusst ebenfalls die maximal möglichen Längen der Faserüberstände zu beiden Seiten der Fräsbahn. Um den Einfluss detailliert zu untersuchen, wird im Folgenden ein Modell aufgestellt, mit dem die Längen der Faserüberstände bei kreisförmiger Vorschubbewegung berechnet werden können (siehe Abbildung 4.7).

Im Gegensatz zur linearen Vorschubbewegung variiert der Faserorientierungswinkel  $\Phi$  kontinuierlich entlang einer kreisförmigen Vorschubbewegung. Hierdurch stimmt der Faserorien-

tierungswinkel am initialen Trennpunkt  $\Phi_{\text{initial}}$  einer betrachteten Faser nicht mit den Fasertrennwinkeln an der Kante  $\theta_{\text{Kante}}$  überein. Dieser Effekt ist in Abbildung 4.7 für zwei Fasern aufgezeigt, die beispielsweise unter einem identischen Faserorientierungswinkel von  $\Phi_{\text{initial}} = 90^\circ$  bei jeweils anderer Vorschubrichtung getrennt werden. Bei einer Vorschubbewegung im Uhrzeigersinn  $v_{f,cw}$  ("cw" für clockwise) ist der Fasertrennwinkel an der äußeren Schnittkante  $\theta_{\text{Kante}} > 90^\circ$  und bei einer Bewegung gegen den Uhrzeigersinn  $v_{f,ccw}$  ("ccw" für counter-clockwise) ist der Fasertrennwinkel an der äußeren Schnittkante  $\theta_{\text{Kante}} < 90^\circ$ .

Die Schnittrichtung an der bearbeiteten Kante verläuft stets tangential zur Werkstückkontur. Dementsprechend ist der Fasertrennwinkel  $\theta_{\text{Kante}}$  unabhängig von Vorschubrichtung und Werkzeugdurchmesser  $d$ .

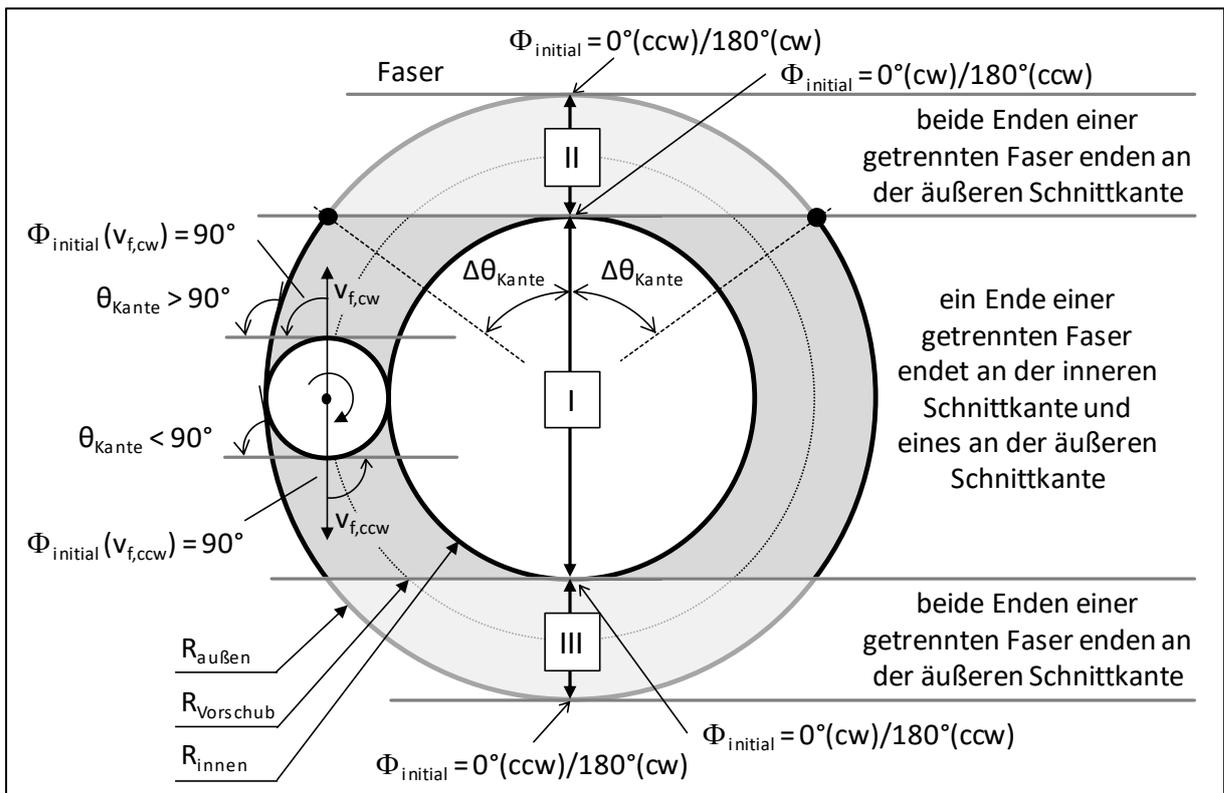


Abbildung 4.7: Drei Bereiche mit unterschiedlichen Faserüberständen bei kreisförmiger Vorschubbewegung [nach Hin17]

Bei einer kreisförmigen Vorschubbewegung nach dem initialen Trennen der Faser unterscheiden sich die maximalen Längen der Faserüberstände an Gegen- und Gleichlaufseite gegenüber einer linearen Vorschubbewegung. Diese Längendifferenz  $\Delta l_{\text{Kreis}}$  ist in Abbildung 4.8 für einen gegen den Uhrzeigersinn gefrästen Kreis dargestellt. Die Längen der Faserüberstände bei linearer Vorschubbewegung an Gleich- und Gegenlaufseite werden mit  $l_{\text{lin,GL}}$  und  $l_{\text{lin,GG}}$  bezeichnet. Bei kreisförmiger Vorschubbewegung werden die Längen analog hierzu mit  $l_{\text{Kreis,GL}}$  und  $l_{\text{Kreis,GG}}$  bezeichnet. Im Folgenden werden die beiden erwähnten Längen der Faserüberstände bei linearer und kreisförmiger Vorschubbewegung zur Vereinfachung der Berechnungen mit  $l_{\text{linear}}$  und  $l_{\text{Kreis}}$  bezeichnet.

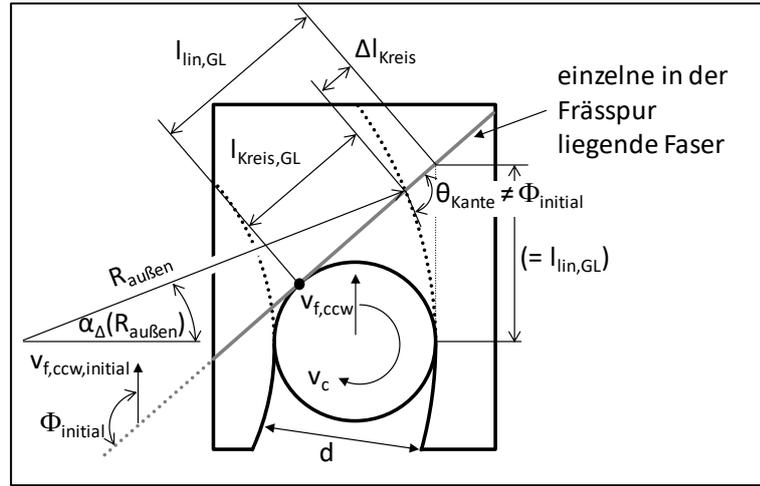


Abbildung 4.8: Länge einer Faser in der Fräsbahn am Beispiel einer kreisförmigen Vorschubbewegung gegen den Uhrzeigersinn [nach Hin17]

Bei einer Kreiskontur existieren drei voneinander unabhängige Bereiche, die separat betrachtet werden müssen (siehe Abbildung 4.7). Im Bereich I enden die beiden Faserenden der zuvor initial getrennten Faser sowohl an der inneren  $R_{\text{innen}}$ , als auch an der äußeren Schnittkante  $R_{\text{außen}}$ . In den Bereichen II und III enden beide Faserenden an der äußeren Schnittkante. Die Bereiche II und III sind mit dem doppelten Winkelbereich von  $\Delta\theta_{\text{Kante}}$  symmetrisch um den Faserorientierungswinkel  $\Phi_{\text{initial}} = 0^\circ/180^\circ$  orientiert. Der halbe Winkelbereich  $\Delta\theta_{\text{Kante}}$  ergibt sich aus der Berechnung der Sekante durch den äußeren Kreis, die zugleich die Tangente an den inneren Kreis darstellt (siehe Abbildung 4.7):

$$\Delta\theta_{\text{Kante}} = \arccos\left(\frac{R_{\text{außen}} - d}{R_{\text{außen}}}\right) \quad (4.30)$$

Die Kreiskontur mit dem Bahnradius des Vorschubes  $R_{\text{Vorschub}}$  besitzt eine innere Schnittkante und eine äußere Schnittkante, deren Radien  $R_{\text{innen}}$  und  $R_{\text{außen}}$  durch den Werkzeugdurchmesser definiert werden. In den folgenden Berechnungen werden die Radien der inneren und äußeren Schnittkanten mit  $R$  bezeichnet.

Die längsten Faserüberstände für eine kreisförmige Vorschubbewegung können für den Bereich I über die nachfolgenden Gleichungen berechnet werden:

$$l_{\text{Kreis}} = l_{\text{linear}} \pm \Delta l_{\text{Kreis}} \quad (4.31)$$

$$(l_{\text{linear}} + \Delta l_{\text{Kreis}} \cdot \cos(\Phi_{\text{initial}}))^2 + (R - \Delta l_{\text{Kreis}} \cdot \sin(\Phi_{\text{initial}}))^2 = R^2 \quad (4.32)$$

Die Lösung der quadratischen Gleichung (4.32) liefert für den Betrag von  $\Delta l_{\text{Kreis}}$ :

$$\Delta l_{\text{Kreis}} = \left| - (l_{\text{linear}} \cdot \cos(\Phi_{\text{initial}}) - R \cdot \sin(\Phi_{\text{initial}})) - \sqrt{(l_{\text{linear}} \cdot \cos(\Phi_{\text{initial}}) - R \cdot \sin(\Phi_{\text{initial}}))^2 - l_{\text{linear}}^2} \right| \quad (4.33)$$

In Abhängigkeit von der Vorschubrichtung ändern sich die Faserüberstände an der Gleich- und Gegenlaufseite. Bei einer Umkehr der Vorschubbewegung von im Uhrzeigersinn  $v_{f,cw}$  zu gegen den Uhrzeigersinn  $v_{f,ccw}$  wechselt zudem die Bearbeitung der inneren Schnittkante von Gleich-

auf Gegenlauf und die der äußere Schnittkante von Gegen- auf Gleichlauf. Hierdurch ändern sich jeweils die Werte für  $l_{\text{linear}}$  und  $R$  in Gleichung (4.33) sowie die Vorzeichen für  $\Delta l_{\text{Kreis}}$  in Gleichung (4.31), wie in Tabelle 4.3 angegeben.

Tabelle 4.3: Werte für  $l_{\text{linear}}$  und  $R$  sowie Vorzeichen für  $\Delta l_{\text{Kreis}}$  in Abhängigkeit von der Vorschubrichtung für die Berechnung der maximalen Faserüberstandslängen an der Gegen- und Gleichlaufseite

	$l_{\text{linear}}$	$R$	$\Delta l_{\text{Kreis}}$
$l_{\text{Kreis,GL}}(\mathbf{v}_f, \text{cw})$	$l_{\text{lin,GL}}$	$R_{\text{innen}}$	+
$l_{\text{Kreis,GG}}(\mathbf{v}_f, \text{cw})$	$l_{\text{lin,GG}}$	$R_{\text{außen}}$	-
$l_{\text{Kreis,GL}}(\mathbf{v}_f, \text{ccw})$	$l_{\text{lin,GL}}$	$R_{\text{außen}}$	-
$l_{\text{Kreis,GG}}(\mathbf{v}_f, \text{ccw})$	$l_{\text{lin,GG}}$	$R_{\text{innen}}$	+

Der Winkel  $\alpha_{\Delta}$  gibt die Differenz zwischen dem Faserorientierungswinkel am initialen Trennpunkt  $\Phi_{\text{initial}}$  und dem Fasertrennwinkel an der Außen- bzw. Innenkante  $\theta_{\text{Kante}}$  einer bestimmten Faser wieder (siehe Abbildung 4.8). Der Winkel  $\alpha_{\Delta}$  wird über die folgende Gleichung berechnet:

$$\alpha_{\Delta} = \arccos\left(\frac{R - \Delta l_{\text{Kreis}} \cdot \sin(\Phi_{\text{initial}})}{R}\right) \quad (4.34)$$

Bei einer Vorschubbewegung im Uhrzeigersinn muss in die Gleichung (4.34) bei einer Bearbeitung der Kante im Gleichlauf  $R = R_{\text{innen}}$  eingesetzt werden, für die Bearbeitung im Gegenlauf  $R = R_{\text{außen}}$ . Bei einer Vorschubbewegung gegen den Uhrzeigersinn muss bei einer Bearbeitung der Kante im Gleichlauf  $R = R_{\text{außen}}$  eingesetzt werden, für die Bearbeitung im Gegenlauf  $R = R_{\text{innen}}$ . Der Fasertrennwinkel an der Kante  $\theta_{\text{Kante}}$  wird für eine Vorschubbewegung im Uhrzeigersinn über die Addition von  $\alpha_{\Delta}$  und  $\Phi_{\text{initial}}$  berechnet, wohingegen bei einer Bewegung gegen den Uhrzeigersinn  $\alpha_{\Delta}$  von  $\Phi_{\text{initial}}$  subtrahiert wird.

$$\theta_{\text{Kante,cw}} = \Phi_{\text{initial}} + \alpha_{\Delta} \quad (4.35)$$

$$\theta_{\text{Kante,ccw}} = \Phi_{\text{initial}} - \alpha_{\Delta}$$

Für die Bereiche II und III, in denen beide Faserenden an der äußeren konkaven Kante der kreisförmigen Nut enden, berechnet sich die maximale Länge des zweiten und längeren Faserendes  $l_{\text{Kreis,II,III}}$  wie folgt (mit  $l_{\text{Kreis}}$  aus Gleichung (4.31)):

$$l_{\text{Kreis,II,III}} = 2 \cdot \sin(\Phi_{\text{initial}}) \cdot R_{\text{außen}} - l_{\text{Kreis}} \quad (4.36)$$

Der dazugehörige Fasertrennwinkel an der Kante  $\theta_{\text{Kante,II,III}}$  des zweiten Faserendes kann nicht mit den Gleichungen für Bereich I berechnet werden. Er wird wie folgt bestimmt (mit  $\theta_{\text{Kante}}$  aus Gleichung (4.35)):

$$\theta_{\text{Kante,II,III}} = 180^{\circ} - \theta_{\text{Kante}} \quad (4.37)$$

Mit Hilfe der Gleichungen (4.35) und (4.37) für die Berechnung der Fasertrennwinkel an der Schnittkante kann für jede Faser der Zusammenhang zwischen dem Faserorientierungswinkel am initialen Trennpunkt  $\Phi_{\text{initial}}$  und dem Fasertrennwinkel an der Schnittkante  $\theta_{\text{Kante}}$  ermittelt werden.

In Abbildung 4.9 ist der Fasertrennwinkel an der Kante beispielhaft für ein Werkzeug mit einem Durchmesser  $d = 12,7 \text{ mm}$  sowie für eine Vorschubbewegung im ( $v_{f,cw}$ ) und gegen ( $v_{f,ccw}$ ) den Uhrzeigersinn mit dem Bahnradius  $R_{\text{Vorschub}} = 30 \text{ mm}$  berechnet. Im Halbkreis mit einer Vorschubbewegung im Uhrzeigersinn ( $v_{f,cw}$ ) erfolgt die Durchlaufreihenfolge der initialen Fasertrennwinkel aufsteigend von  $\Phi_{\text{initial}} = 0^\circ$  bis  $\Phi_{\text{initial}} = 180^\circ$ . Bei einer Vorschubbewegung gegen den Uhrzeigersinn ( $v_{f,ccw}$ ) erfolgt eine absteigende Durchlaufreihenfolge der Faserorientierungswinkel beginnend bei  $\Phi_{\text{initial}} = 180^\circ$  und endend bei  $\Phi_{\text{initial}} = 0^\circ$ . Im Gegensatz zur linearen Vorschubbewegung, bei der der initiale Faserorientierungswinkel  $\Phi_{\text{initial}}$  deckungsgleich mit den Fasertrennwinkeln an beiden Kanten  $\theta_{\text{Kante,GG}}$  bzw.  $\theta_{\text{Kante,GL}}$  ist, weichen  $\Phi_{\text{initial}}$  und  $\theta_{\text{Kante}}$  bei gekrümmter Vorschubbahn voneinander ab.

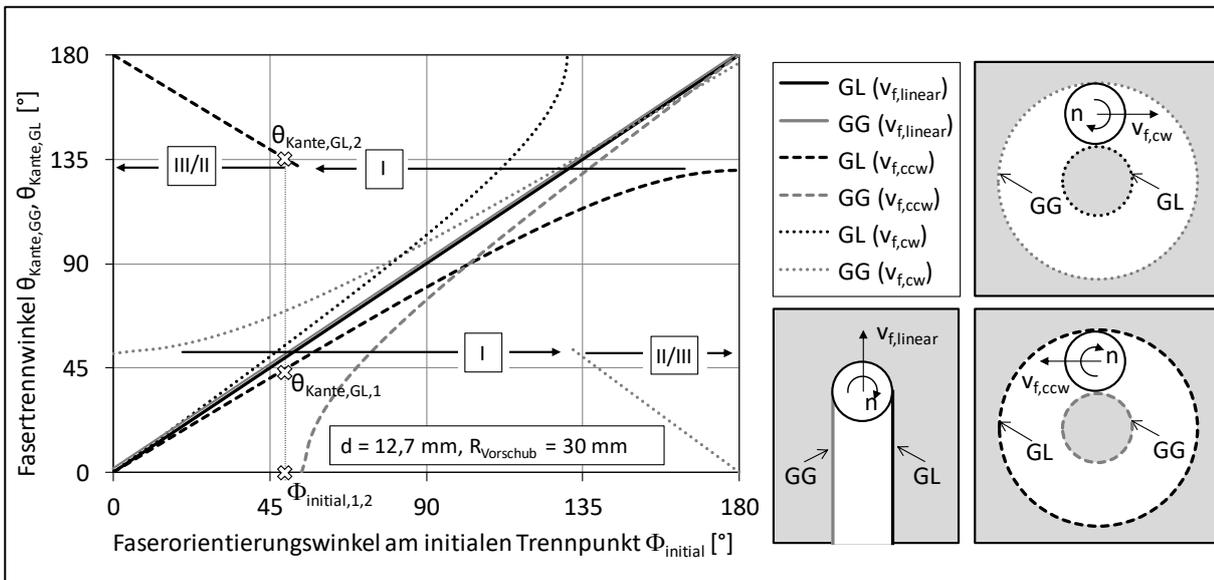


Abbildung 4.9: Fasertrennwinkel an den Schnittkanten der Gleich- und Gegenlaufseite  $\theta_{\text{Kante,GL}}$ ,  $\theta_{\text{Kante,GG}}$  in Abhängigkeit vom Faserorientierungswinkel am initialen Trennpunkt  $\Phi_{\text{initial}}$  einer betrachteten Faser für Vorschubbewegungen im ( $v_{f,cw}$ ) und gegen ( $v_{f,ccw}$ ) den Uhrzeigersinn

Beim Übergang vom Bereich I in den Bereich II oder III (vgl. Abbildung 4.7) sind zudem Unstetigkeiten im Verlauf der Graphen der Fasertrennwinkel der äußeren Kante zu erkennen, die in Abbildung 4.9 markiert sind. Dieses ist darauf zurückzuführen, dass im Bereich II bzw. III der lange und der kurze Faserüberstand jeweils an der äußeren Kante enden und einem initialen Faserorientierungswinkel somit zwei Fasertrennwinkel zugeordnet werden. Diese Situation ist beispielsweise in Abbildung 4.9 anhand des initialen Faserorientierungswinkels  $\Phi_{\text{initial},1,2}$  sowie der dazugehörigen Fasertrennwinkel an der Kante  $\theta_{\text{Kante,GL,1}}$  und  $\theta_{\text{Kante,GL,2}}$  für eine Vorschubbewegung gegen den Uhrzeigersinn ( $v_{f,ccw}$ ) markiert und in Abbildung 4.10 visuell dargestellt. Es zeigt sich, dass der kurze Faserüberstand (1) einen zu  $\Phi_{\text{initial},1,2}$  ähnlich großen Wert des Fasertrennwinkels an der Kante  $\theta_{\text{Kante,GL,1}}$  aufweist. Der lange Faserüberstand (2) weist an der Kante einen Fasertrennwinkel  $\theta_{\text{Kante,GL,2}}$  auf, der in etwa dem Wert  $180^\circ - \Phi_{\text{initial},1,2}$  entspricht.

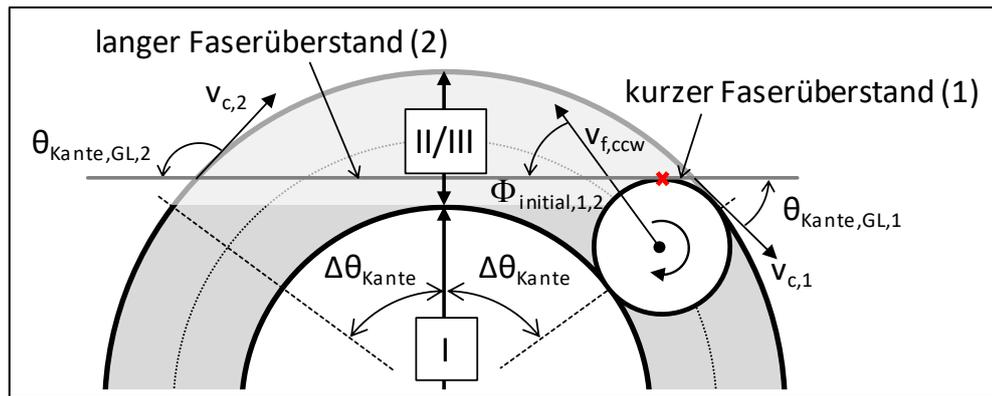


Abbildung 4.10: Fasertrennwinkel an der Schnittkante  $\theta_{\text{Kante, GL, 1}}$  und  $\theta_{\text{Kante, GL, 2}}$  des kurzen und langen Faserendes einer zuvor unter  $\Phi_{\text{initial, 1, 2}}$  initial getrennten Faser im Bereich II bzw. III

Mit den zuvor vorgestellten Gleichungen kann die Historie zwischen initialem Faserorientierungswinkel  $\Phi_{\text{initial}}$  und dem Fasertrennwinkel an der Schnittkante  $\theta_{\text{Kante}}$  nachverfolgt werden. Darüber hinaus können die maximal möglichen Faserüberstandslängen entlang einer kreisförmigen Vorschubbewegung vorhergesagt werden. Die maximalen Längen der Faserüberstände sind hierbei punktsymmetrisch zum Kreismittelpunkt. Aus diesem Grund ist die Betrachtung von Halbkreisen ausreichend. Abbildung 4.11 zeigt die maximalen Längen der Faserüberstände an der inneren und äußeren Schnittkante der linken Hälfte eines Kreises mit einer Vorschubbewegung gegen den Uhrzeigersinn  $v_{f, \text{ccw}}$ .

Im linken Halbkreis ist an der äußeren Schnittkante ein sprunghafter Anstieg der Faserüberstandslängen am Übergangsbereich von Bereich I zu II zu erkennen (siehe Abbildung 4.11 a)). Aufgrund der Punktsymmetrie findet sich dieser Anstieg ebenfalls am rechten Halbkreis am Übergang von Bereich I zu III.

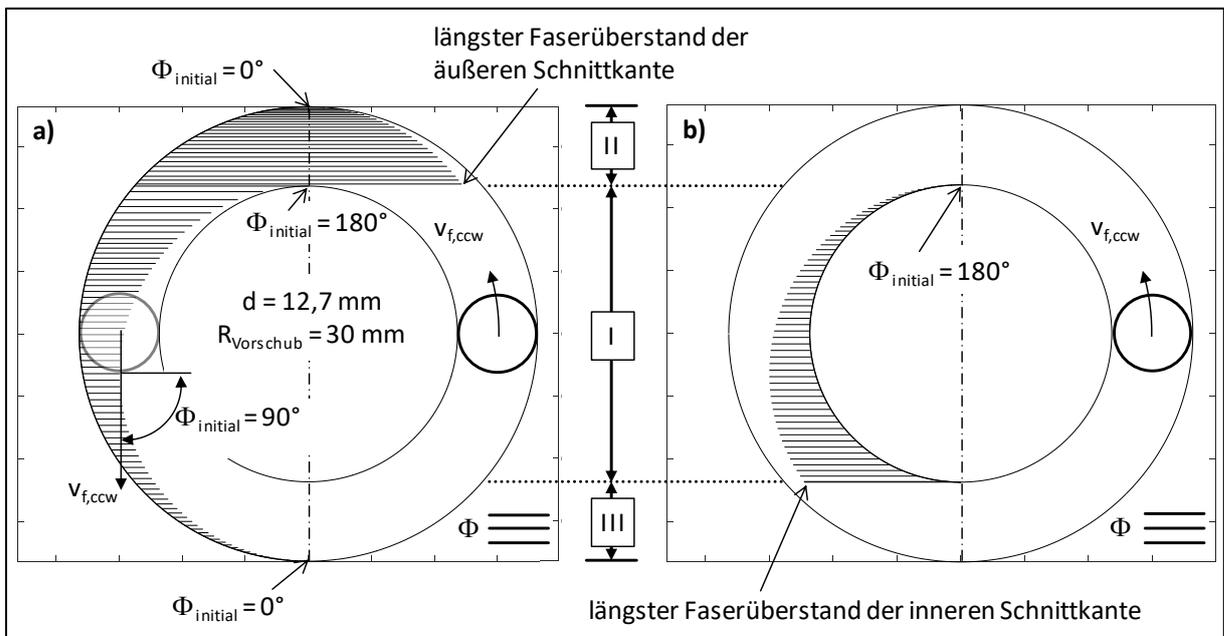


Abbildung 4.11: Faserüberstände am linken Halbkreis a) an äußerer und b) an innerer Schnittkante [Hin17]

Der längste Faserüberstand bildet die Tangente an die innere Schnittkante, da die Delamination an dieser Stelle nicht an der inneren Schnittkante gestoppt wird. An der inneren Schnittkante kann beim initialen Faserorientierungswinkel  $\Phi_{\text{initial}} = 0^\circ/180^\circ$  der Übergang vom kleinsten zum größten Faserüberstand beobachtet werden.

Neben den Einflussparametern auf die maximale Länge der Faserüberstände bei linearer Vorschubbewegung wie Werkzeugdurchmesser, Vorschubrichtung und Faserorientierung stellt der Radius der Vorschubbahn  $R_{\text{Vorschub}}$  bei nichtlinearer Bewegung eine bedeutende zusätzliche Einflussgröße dar (siehe Abbildung 4.12).

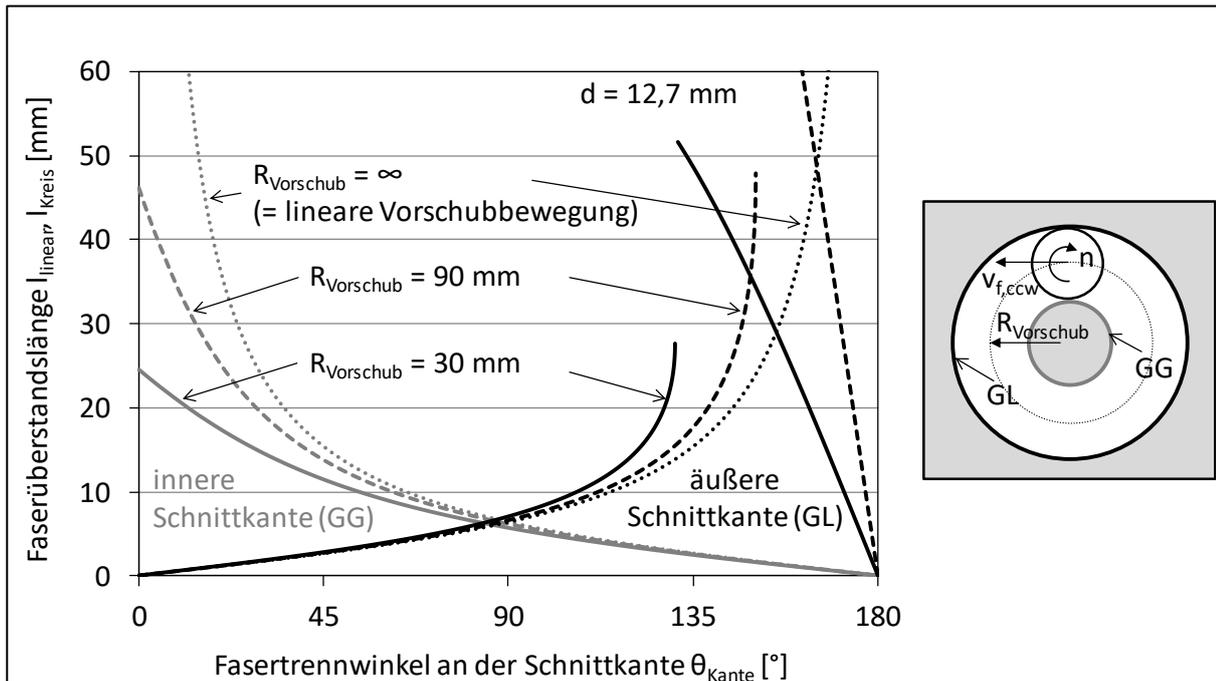


Abbildung 4.12: Berechnete theoretisch mögliche maximale Längen der Faserüberstände für eine Vorschubbewegung gegen den Uhrzeigersinn  $v_{f,ccw}$  für einen Werkzeugdurchmesser  $d = 12,7$  mm [nach Hin17]

Mit steigendem Radius des Kreises und mit kleinerem Fasertrennwinkel an der Schnittkante  $\theta_{\text{Kante}}$  nehmen die maximalen Längen der Faserüberstände an der inneren Schnittkante bei einer Vorschubbewegung gegen den Uhrzeigersinn zu (siehe Abbildung 4.12). An der äußeren Schnittkante wird das Maximum der Faserüberstandslängen am Übergang der Bereiche I und II oder I und III bei einem bestimmten Fasertrennwinkel an der Schnittkante  $\theta_{\text{Kante}}$  erreicht (siehe Abbildung 4.13). Bei einer Vorschubbewegung im Uhrzeigersinn ( $v_{f,cw}$ ) ist dieser bestimmte Fasertrennwinkel gegeben durch  $\theta_{\text{Kante}} = \Delta\theta_{\text{Kante}}$ . Für eine Vorschubbewegung gegen den Uhrzeigersinn ( $v_{f,ccw}$ ) bestimmt sich der Fasertrennwinkel über  $\theta_{\text{Kante}} = 180^\circ - \Delta\theta_{\text{Kante}}$ .

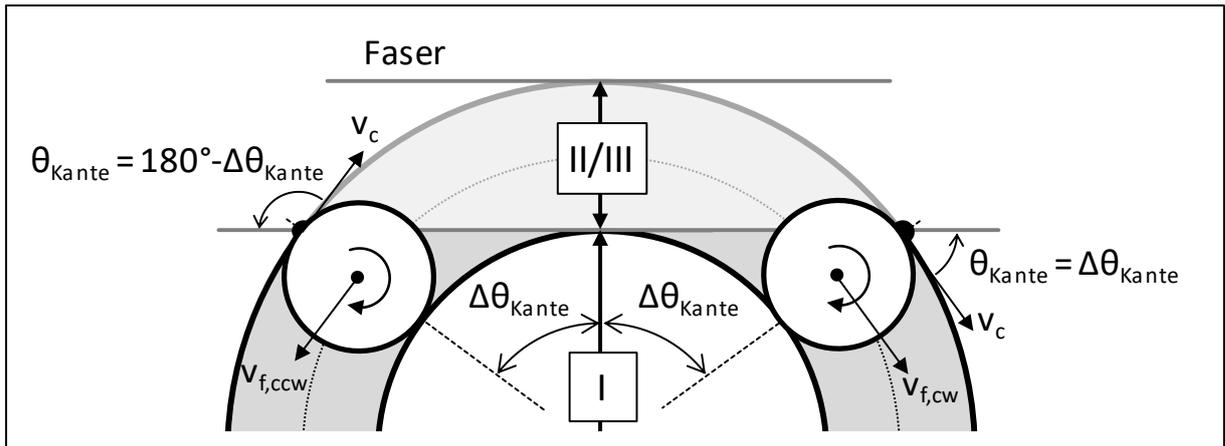


Abbildung 4.13: Fasertrennwinkel an der Schnittkante  $\theta_{\text{Kante}}$  am Übergang von Bereich II bzw. III zu Bereich I, bei dem der längste Faserüberstand an der Außenkante endet.

Aus der Berechnung der Länge der Faserüberstände der zuvor initial getrennten Fasern und der Zuordnung des initialen Faserorientierungswinkels  $\Phi_{\text{initial}}$  sowie den beiden dazugehörigen Fasertrennwinkeln an der Schnittkante  $\theta_{\text{Kante}}$  ergibt sich die Linie der initialen Fasertrennpunkte in der Fräsbahn (siehe Abbildung 4.14).

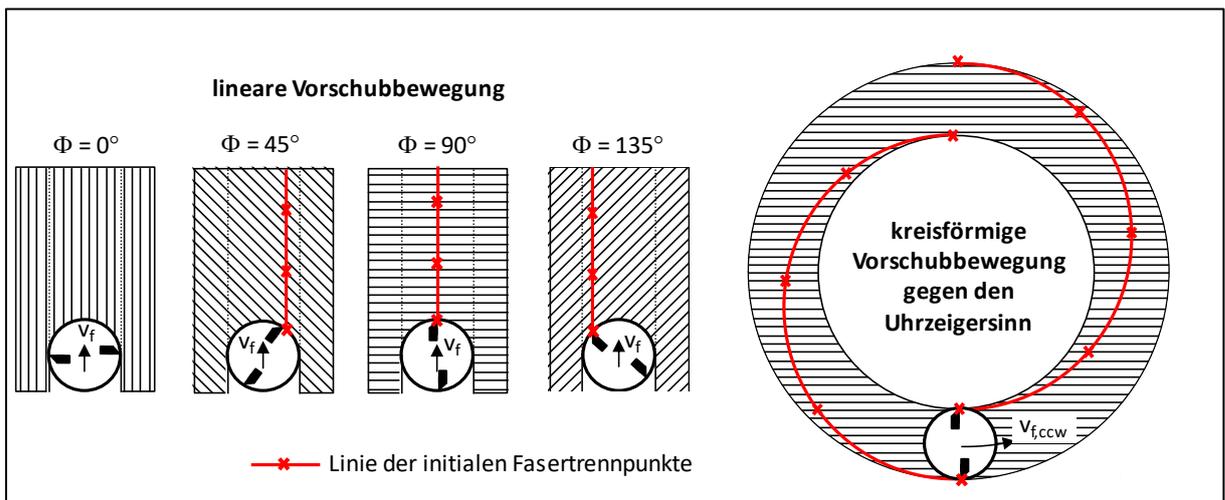


Abbildung 4.14: Linie der initialen Fasertrennpunkte bei linearer und kreisförmiger Vorschubbewegung

### 4.2.3 Faserüberstände bei Vorschubbewegungen entlang von Winkeln

Der Übergang zwischen zwei unterschiedlichen Konturen, wie z. B. von einem linearen in einen kreisförmigen Abschnitt, kann näherungsweise mit Hilfe eines winkligen Übergangs mit einem anschließenden kreisförmigen Abschnitt beschrieben werden. Aus diesem Grund erfolgt die quantitative Untersuchung der Faserüberstände ausschließlich für winklige Übergänge. Teile dieser Untersuchung wurden in [A\_\_16b] erarbeitet.

Die Fräsbahn für den Übergang zweier linearer Abschnitte in Form eines rechten Winkels ( $\alpha_w = 90^\circ$ ), eines spitzen Winkels ( $\alpha_w < 90^\circ$ ) sowie eines stumpfen Winkels ( $\alpha_w > 90^\circ$ ) sind in Abbildung 4.15 dargestellt. Der Winkel  $\alpha_w$  wird im Folgenden als Öffnungswinkel bezeichnet. Um eine eindeutige Zuordnung von Kontur, Faserorientierung und Vorschubrichtung zu erhalten, ist die Lage der Kontur relativ zum Koordinatensystem fixiert, wobei der untere Schenkel

parallel zur x-Achse verläuft und anschließend in positive y-Richtung abknickt. Der Faserorientierungswinkel und die Vorschubrichtung werden relativ zur Werkstückkontur im x/y-Koordinatensystem definiert.

Die Orientierung der Faser wird mathematisch positiv von der x-Achse aus gemessen. Hierdurch ist die Lage der Faser relativ zur Werkstückkontur, unabhängig von der Vorschubrichtung des Werkzeuges, eindeutig beschrieben und wird im Folgenden als Faserorientierungswinkel relativ zum Werkstück  $\Phi_{ws}$  bezeichnet. Zudem sind die bearbeiteten Kanten alphabetisch benannt, um die Faserüberstände eindeutig zuordnen zu können.

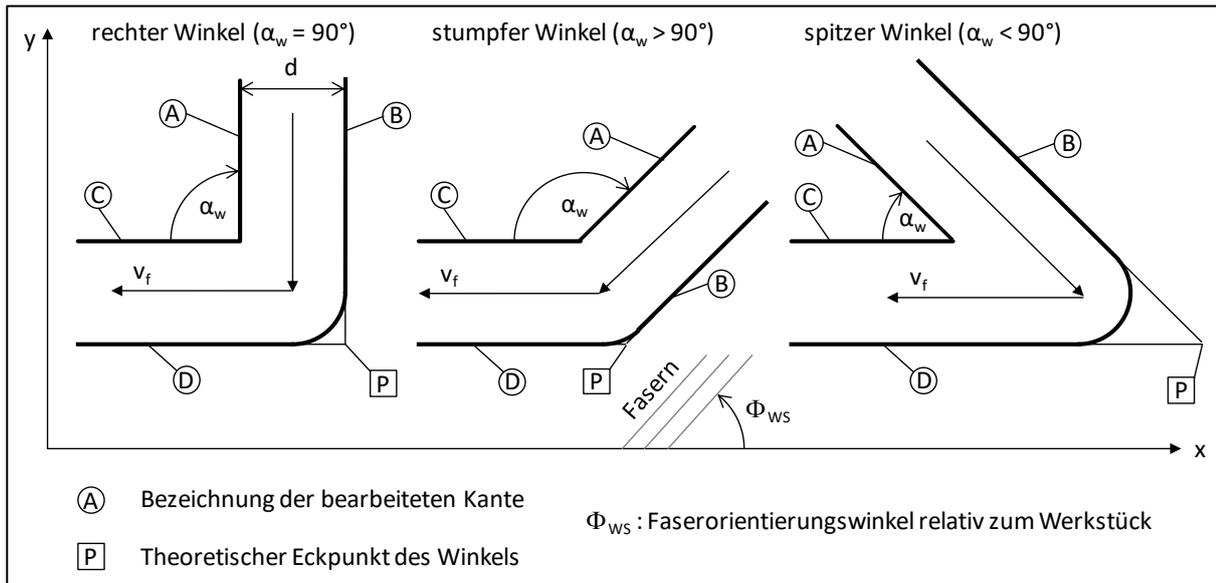


Abbildung 4.15: Lage von Werkstückkontur und Faserorientierung im Koordinatensystem sowie Bezeichnung der bearbeiteten Kanten

Für die Berechnung möglicher Faserüberstände wird die Vorschubbewegung beginnend mit negativer y-Richtung mit anschließender negativer x-Richtung festgelegt und als Fräsbewegung im Uhrzeigersinn bezeichnet. Bei der Berechnung der Faserüberstandslängen wird die durch den Werkzeugradius bedingte Verrundung am Übergang der Kanten B und D nicht betrachtet und vereinfacht mit Hilfe des in Abbildung 4.15 aufgezeigten theoretischen Eckpunktes "P" beschrieben.

Die Definition der Lage der Winkel und der Vorschubbewegung führt dazu, dass entlang der Kanten A und B die Gleichungen für lineare Vorschubbewegungen aus Kapitel 4.2.1 gelten. In Abbildung 4.16 sind am Beispiel des rechten Winkels  $\alpha_w$  die Übergangsbereiche der Seiten C und D aufgezeigt, in denen die Längen der Faserüberstände von den in Kapitel 4.2.1 berechneten maximalen Faserüberständen der linearen Abschnitte abweichen. Die Übergangsbereiche erstrecken sich an der Kante D, beginnend im Eckpunkt „P“, über die Strecke  $b_1$ , und an Kante C, beginnend im Eckpunkt zu Kante A über die Strecke  $b_2$ .

Die Berechnung der Faserüberstandslängen für eine Vorschubbewegung gegen den Uhrzeigersinn erfolgt nicht, da diese anhand der nachfolgend dargestellten geometrischen Überlegungen abgeleitet werden können. Zudem werden zur Validierung der Berechnungen Fräsversuche mit ausschließlich rechtem Winkel durchgeführt. Hierbei führt die Richtungsumkehr bei

gleicher Faserorientierung zu einem Tausch der Faserüberstandslängen von Kante A und Kante C sowie von Kante B und Kante D.

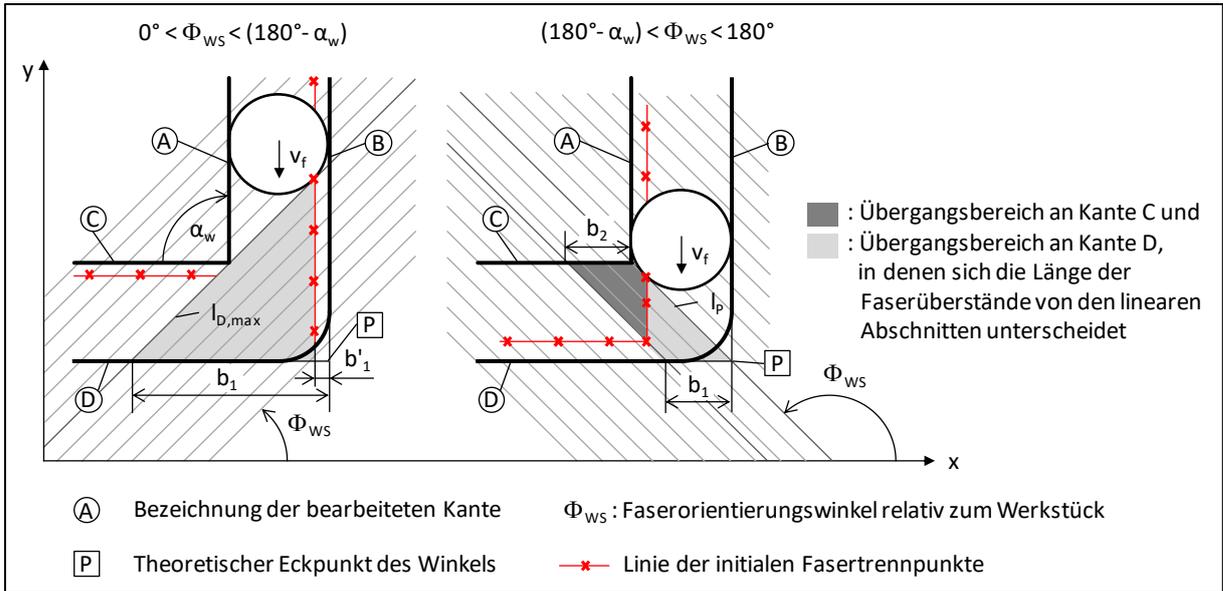


Abbildung 4.16: Übergangsbereiche zweier linearer Abschnitte am Beispiel des rechten Winkels  $\alpha_w = 90^\circ$  bei unterschiedlichen Faserorientierungswinkeln relativ zum Werkstück  $\Phi_{WS}$  sowie einer Vorschubbewegung im Uhrzeigersinn

### Berechnung der Faserüberstandslängen im Faserorientierungswinkelbereich $0^\circ < \Phi_{WS} < (180^\circ - \alpha_w)$

Im Faserorientierungswinkelbereich  $0^\circ < \Phi_{WS} < (180^\circ - \alpha_w)$  enden die längsten Faserüberstände der im Übergangsbereich getrennten Fasern an Seite D im Bereich  $b_1$ . Die Länge der längsten in der Fräsbahn liegenden Faser  $l_{BD}$  (siehe Abbildung 4.17), berechnet sich wie folgt:

$$l_{BD} = d \cdot \left( \frac{1}{\sin(\Phi_{WS} + \alpha_w)} + \frac{1}{\sin(\Phi_{WS})} \right) \quad (4.38)$$

Für die Länge des Bereiches  $b_1$  gilt in Abhängigkeit vom Werkzeugdurchmesser  $d$ , dem Faserorientierungswinkel  $\Phi_{WS}$  im Bereich  $0^\circ < \Phi_{WS} < (180^\circ - \alpha_w)$  und dem Öffnungswinkel  $\alpha_w$  mit Hilfe des Sinussatzes:

$$b_1 = \sin(180^\circ - \Phi_{WS} - \alpha_w) \cdot \frac{l_{BD}}{\sin(\alpha_w)} \quad (4.39)$$

Zwischen dem Eckpunkt „P“ und dem Treffpunkt der Kante D mit der Linie der initialen Trennpunkte liegen keine Faserüberstände an Kante D vor. Die Länge des im Punkt "P" beginnenden Bereiches  $b'_1$  berechnet sich über die Länge des Faserüberstandes an der Gegenlaufseite  $l_{lin,GG}$ , siehe Gleichung (4.29), in Abhängigkeit von der Faserorientierung  $\Phi_{WS}$  und dem Öffnungswinkel  $\alpha_w$ :

$$b'_1 = l_{lin,GG} \cdot \cos(\Phi_{WS} + \alpha_w - 90^\circ) = d \cdot \left( \frac{(1 + \cos(\Phi_{WS} + \alpha_w)) \cdot \cos(\Phi_{WS} + \alpha_w - 90^\circ)}{2 \cdot \sin(\Phi_{WS} + \alpha_w) \cdot \cos(\alpha_w - 90^\circ)} \right) \quad (4.40)$$

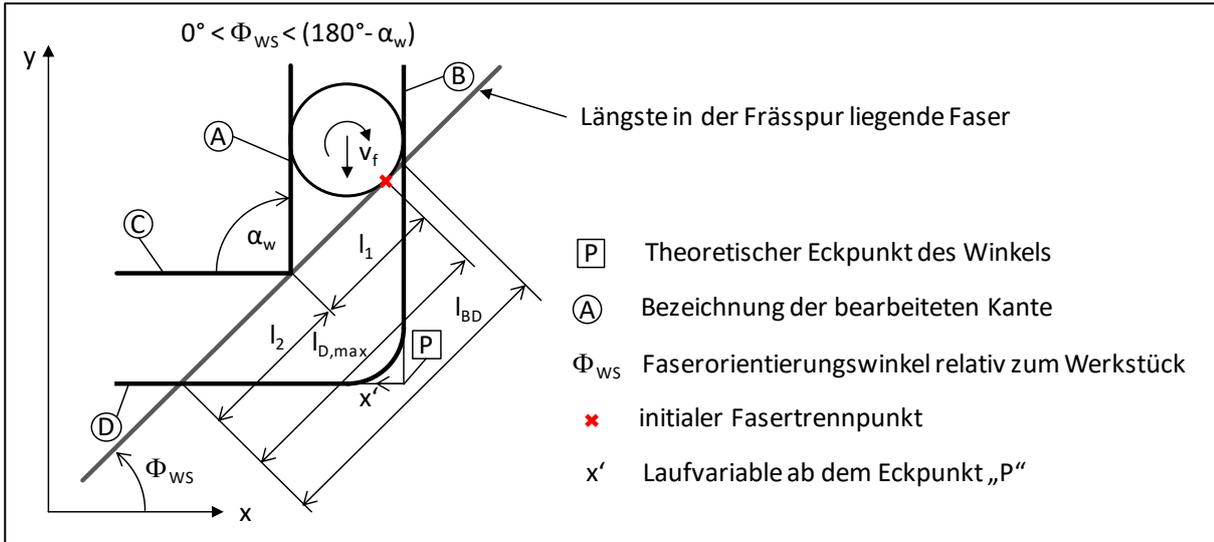


Abbildung 4.17: Vorgehen zur Berechnung des längsten Faserüberstandes im Faserorientierungswinkelbereich  $0^\circ < \Phi_{WS} < (180^\circ - \alpha_w)$  am Beispiel des rechten Winkels  $\alpha_w = 90^\circ$

Für die Berechnung des an Kante D endenden längsten Faserüberstandes  $l_{D,max}$  im Übergangsbereich wird dieser in die Längen  $l_1$  und  $l_2$  aufgeteilt (siehe Abbildung 4.17). Die Länge  $l_1$  entspricht dem Faserüberstand der Gleichlaufseite  $l_{lin,GL}$ , wie in Gleichung (4.28) berechnet. Die Länge  $l_2$  hängt von der Faserorientierung  $\Phi_{WS}$  und dem Werkzeugdurchmesser  $d$  ab. Der längste Faserüberstand  $l_{D,max}$  wird unter Berücksichtigung des Öffnungswinkels  $\alpha_w$  wie folgt berechnet:

$$l_{D,max} = l_1 + l_2 = d \cdot \left( \frac{1 - \cos(\Phi_{WS} + \alpha_w)}{2 \cdot \sin(\Phi_{WS} + \alpha_w)} + \frac{1}{\sin(\Phi_{WS})} \right) \quad (4.41)$$

Die Länge der Faserüberstände  $l_D(x')$  an Kante D in Abhängigkeit von der im Eckpunkt „P“ beginnenden Laufvariablen  $x'$  betragen:

$$l_D(x') = \begin{cases} 0 & 0 < x' \leq b'_1 \\ l_{D,max} \cdot \frac{x'}{b_1} & b'_1 < x' \leq b_1 \\ d \cdot \frac{1 + \cos(\Phi_{WS})}{2 \cdot \sin(\Phi_{WS})} & b_1 < x' \end{cases} \quad (4.42)$$

Die Längen der Faserüberstände an den Kanten A, B und C werden mit den Gleichungen (4.28) und (4.29) für Gleich- und Gegenlaufseite bei linearer Vorschubbewegung unter Berücksichtigung des Öffnungswinkels  $\alpha_w$  berechnet:

$$\begin{aligned} l_A &= d \cdot \frac{1 - \cos(\Phi_{WS} + \alpha_w)}{2 \cdot \sin(\Phi_{WS} + \alpha_w)} \\ l_B &= d \cdot \frac{1 + \cos(\Phi_{WS} + \alpha_w)}{2 \cdot \sin(\Phi_{WS} + \alpha_w)} \\ l_C &= d \cdot \frac{1 - \cos(\Phi_{WS})}{2 \cdot \sin(\Phi_{WS})} \end{aligned} \quad (4.43)$$

Die Faserüberstände an den Kanten A, B und C entsprechen den in Abbildung 4.6 dargestellten Faserüberständen bei linearer Vorschubbewegung und werden daher nicht erneut aufgeführt. In Abbildung 4.18 a) ist der Einfluss der Faserorientierungswinkel auf die Faserüberstandslängen  $l_D$  am Beispiel des rechten Winkels  $\alpha_w = 90^\circ$  für den Werkzeugdurchmesser  $d = 12,7$  mm im Übergangsbereich der Kante D für die Faserorientierungswinkel  $\Phi_{WS} = 20^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $70^\circ$ , ausgehend vom Eckpunkt „P“, dargestellt. Die Steigung der Faserüberstandslängen über der Kante D nimmt mit größerem Faserorientierungswinkel  $\Phi_{WS}$  zu, gleichzeitig verkürzt sich der Übergangsbereich mit der Länge  $b_1$ . In Teilen des Übergangsbereiches kommt es zu deutlich längeren Faserüberständen, als dies im weiteren Verlauf an Kante D in den linearen Abschnitten der Fall ist. Der größte Faserüberstand im Übergangsbereich wird hierbei durch die Länge  $l_{D,max}$  an Kante D beschrieben.

Die Länge des maximalen Faserüberstandes  $l_{D,max}$  und die Länge des Übergangsbereiches  $b_1$  an Kante D sind in Abbildung 4.18 b) über dem Faserorientierungswinkel  $\Phi_{WS}$  für den rechten Winkel  $\alpha_w = 90^\circ$  eingezeichnet. Es zeigt sich, dass die kleinsten Faserüberstände zwischen  $\Phi_{WS} = 30^\circ$  und  $\Phi_{WS} = 60^\circ$  liegen und bei etwa  $\Phi_{WS} = 43^\circ$  ihr Minimum erreichen. Der maximale Faserüberstand  $l_{D,max}$  nimmt für  $\Phi_{WS} = 0^\circ$  und  $\Phi_{WS} = 90^\circ$  einen unendlich großen Wert an. Die Länge des Übergangsbereiches  $b_1$  an Kante D folgt im Faserorientierungswinkelbereich  $0^\circ < \Phi_{WS} < 30^\circ$  dem Wert der Faserüberstandslängen und nähert sich bis  $\Phi_{WS} = 90^\circ$  dem Werkzeugdurchmesser an.

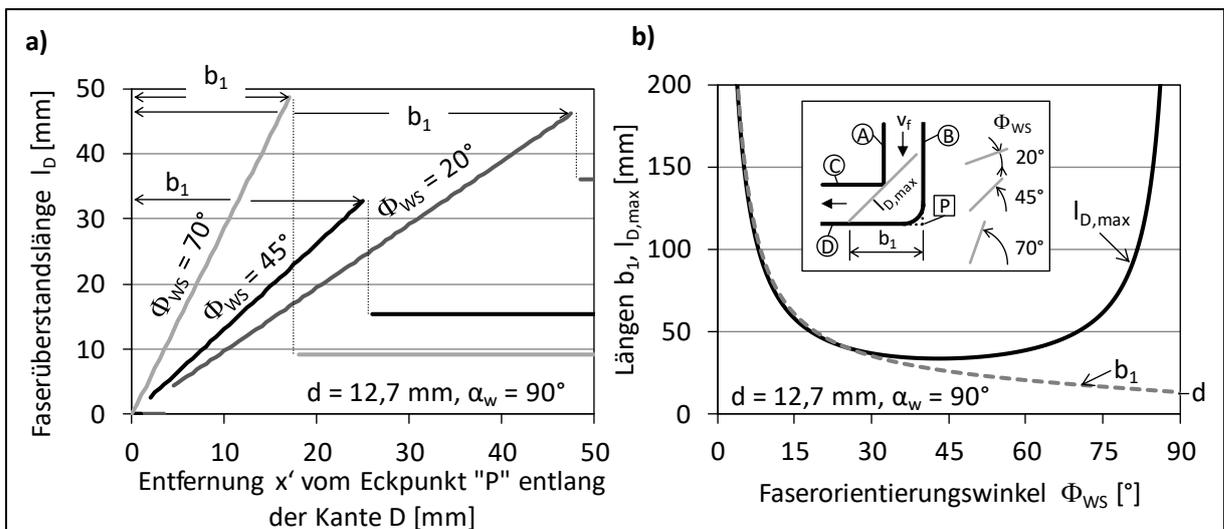


Abbildung 4.18: a) Verläufe der Faserüberstandslängen entlang der Kante D am Beispiel eines Werkzeugdurchmesser  $d = 12,7$  mm sowie eines rechten Winkels  $\alpha_w = 90^\circ$  bei den Faserorientierungswinkeln  $\Phi_{WS} = 20^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $70^\circ$ , b) Längen des längsten Faserüberstandes  $l_{D,max}$  sowie des Übergangsbereiches  $b_1$  an Kante D in Abhängigkeit vom Faserorientierungswinkel  $\Phi_{WS}$

Der Einfluss des Öffnungswinkels  $\alpha_w$  ist in Abbildung 4.19 a) am Beispiel des Faserorientierungswinkels  $\Phi_{WS} = 45^\circ$  für die Öffnungswinkels  $\alpha_w = 45^\circ$ ,  $90^\circ$  und  $120^\circ$  dargestellt. Mit größerem Öffnungswinkel  $\alpha_w$ , d.h. vom spitzen zum stumpfen Winkel, nehmen die Faserüberstandslängen zu und erreichen bei einem Öffnungswinkel  $\alpha_w = 135^\circ$  einen unendlichen Wert. In Abbildung 4.19 b) ist neben den maximalen Faserüberstandslängen  $l_{D,max}$  an Kante D der Übergangsbereich  $b_1$  über dem Öffnungswinkel dargestellt. Die Länge  $b_1$  des Übergangsbereiches

ches nimmt bei einem Öffnungswinkel  $\alpha_w = 0^\circ$  einen unendlichen Wert an und fällt mit steigendem Öffnungswinkel deutlich ab, da sich der Eckpunkt „P“ in Richtung des längsten Faserüberstandes an Kante D verschiebt.

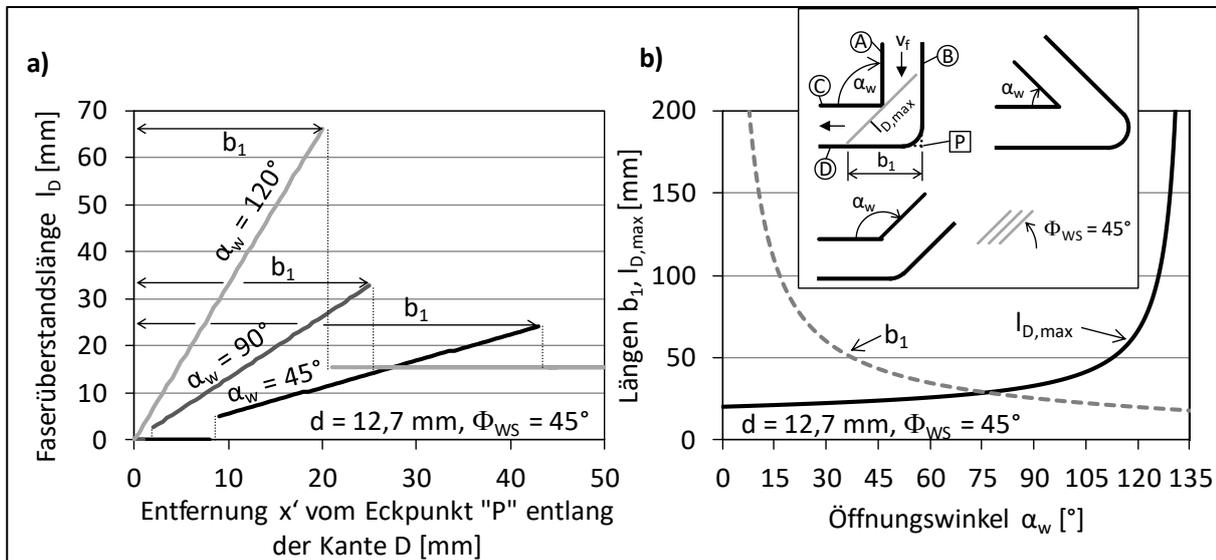


Abbildung 4.19: a) Verlauf der Faserüberstände an der Kante D am Beispiel eines Werkzeugdurchmesser  $d = 12,7 \text{ mm}$  für die Faserorientierung relativ zum Werkstück  $\Phi_{WS} = 45^\circ$  über dem Öffnungswinkel  $\alpha_w = 45^\circ$ ,  $90^\circ$  und  $120^\circ$  b) Längen des längsten Faserüberstandes  $l_{D,max}$  sowie des Übergangsbereiches  $b_1$  an Kante D in Abhängigkeit vom Öffnungswinkel  $\alpha_w$

Für den Faserorientierungswinkelbereich  $0^\circ < \Phi_{WS} < (180^\circ - \alpha_w)$  kann abschließend gesagt werden, dass in diesem Übergangsbereich zweier linearer Abschnitte bei konventioneller Vorschubbewegung die Längen der Faserüberstände an Kante D deutlich über denen der linearen Abschnitte liegen und signifikant vom Faserorientierungswinkel  $\Phi_{WS}$  abhängen. Insbesondere bei kleinen Faserorientierungswinkeln  $\Phi_{WS}$  tritt ein langer Übergangsbereich  $b_1$  mit sehr großen Faserüberstandslängen auf.

### Berechnung der Faserüberstandslängen im Faserorientierungswinkelbereich $(180^\circ - \alpha_w) < \Phi_{WS} < 180^\circ$

Im Faserorientierungswinkelbereich  $(180^\circ - \alpha_w) < \Phi_{WS} < 180^\circ$  enden die längsten Faserüberstände im Übergangsbereich an Kante D im Punkt "P" und zeigen abhängig von dem Faserorientierungswinkel  $\Phi_{WS}$  in Richtung der Kante A oder der Kante C (siehe Abbildung 4.20).

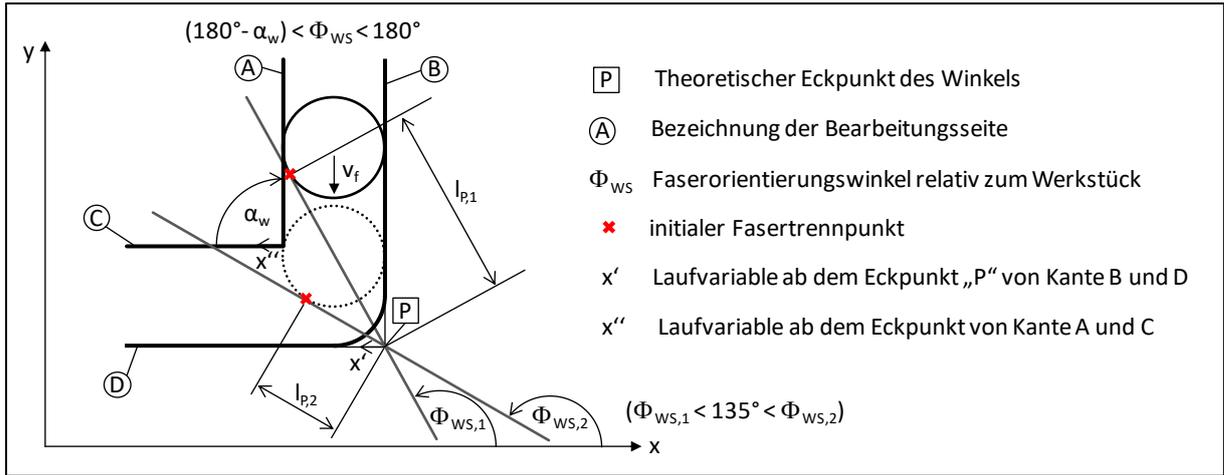


Abbildung 4.20: Vorgehen zur Berechnung der Faserüberstandslängen im Faserorientierungswinkelbereich  $(180^\circ - \alpha_w) < \Phi_{ws} < 180^\circ$  am Beispiel des rechten Winkels  $\alpha_w = 90^\circ$  für zwei Faserorientierungswinkel mit  $\Phi_{ws,1} < 135^\circ < \Phi_{ws,2}$

Die Länge des Faserüberstandes  $l_p$  im Eckpunkt "P" ergibt sich aus Gleichung (4.29) für die Faserüberstandslänge der Gegenlaufseite bzw. (4.43) zur Berechnung der Faserüberstandslänge  $l_B$  an der Kante B:

$$l_p = l_B = d \cdot \frac{(1 + \cos(\Phi_{ws} + \alpha_w - 180^\circ))}{2 \cdot \sin(\Phi_{ws} + \alpha_w - 180^\circ)} \quad (4.44)$$

An Kante A betragen die Längen der Faserüberstände  $l_A$ :

$$l_A = d \cdot \frac{1 - \cos(\Phi_{ws} + \alpha_w - 180^\circ)}{2 \cdot \sin(\Phi_{ws} + \alpha_w - 180^\circ)} \quad (4.45)$$

Im Faserorientierungswinkelbereich  $(180^\circ - \alpha_w) < \Phi_{ws} < 180^\circ$  kommt es zu unterschiedlichen Faserüberstandslängen im Bereich  $b_1$  an Kante D sowie zusätzlich im Bereich  $b_2$  an Kante C (siehe Abbildung 4.16). Die Längen der Übergangsbereiche  $b_1$  und  $b_2$  werden unter Verwendung des Sinussatzes wie folgt berechnet:

$$b_1 = \frac{\sin(\Phi_{ws} + \alpha_w - 180^\circ)}{\sin(\alpha_w)} \cdot \left( l_p - d \cdot \frac{1 + \cos(\Phi_{ws})}{2 \cdot \sin(\Phi_{ws})} \right) \quad (4.46)$$

$$b_2 = \frac{\sin(\Phi_{ws} + \alpha_w - 180^\circ)}{\sin(\alpha_w)} \cdot \left( d \cdot \frac{1 - \cos(\Phi_{ws})}{2 \cdot \sin(\Phi_{ws})} - l_A \right)$$

An der Kante D ergibt sich mit der Variablen  $x'$  für die Entfernung ab dem Eckpunkt "P" der folgende Verlauf der Faserüberstände:

$$l_D(x') = \begin{cases} d \cdot \frac{1 + \cos(\Phi_{ws})}{2 \cdot \sin(\Phi_{ws})} + \frac{b_1 - x'}{b_1} \cdot \left( l_p - d \cdot \frac{1 + \cos(\Phi_{ws})}{2 \cdot \sin(\Phi_{ws})} \right) & 0 < x' < b_1 \\ d \cdot \frac{1 + \cos(\Phi_{ws})}{2 \cdot \sin(\Phi_{ws})} & b_1 < x' \end{cases} \quad (4.47)$$

An Kante C ergibt sich mit der Variablen  $x''$  für die Entfernung ab dem Eckpunkt von Kante C und A der folgende Verlauf der Faserüberstände:

$$l_C(x'') = \begin{cases} l_A + \left( d \cdot \frac{1 - \cos(\Phi_{WS})}{2 \cdot \sin(\Phi_{WS})} - l_A \right) \cdot \frac{x''}{b_2} & 0 < x'' < b_2 \\ d \cdot \frac{1 - \cos(\Phi_{WS})}{2 \cdot \sin(\Phi_{WS})} & b_2 < x'' \end{cases} \quad (4.48)$$

Wie in Abbildung 4.21 zu sehen, liegen die Faserüberstände an der Kante D im Übergangsbereich  $b_1$  oberhalb und an der Kante C im Übergangsbereich  $b_2$  unterhalb der maximal möglichen Faserüberstände an den linearen Abschnitten. Mit größerem Faserorientierungswinkel nehmen die Faserüberstände an Kante D ab und an Kante C zu.

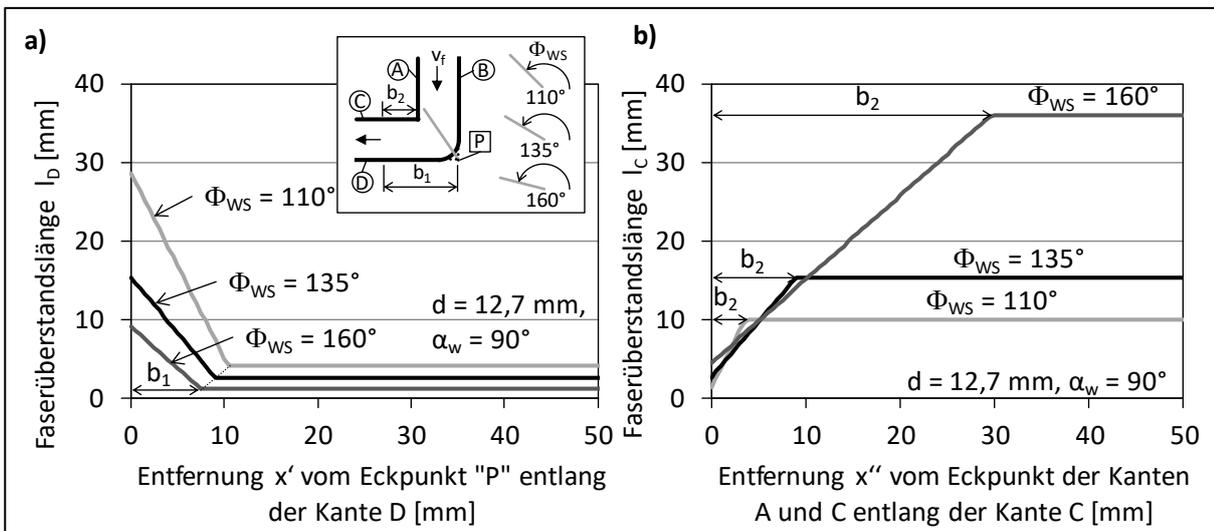


Abbildung 4.21: Verlauf der Faserüberstände an den Kanten D und C am Beispiel des Werkzeugdurchmessers  $d = 12,7 \text{ mm}$  bei einem Öffnungswinkel  $\alpha_w = 90^\circ$  für die Faserorientierungen  $\Phi_{WS} = 110^\circ, \Phi_{WS} = 135^\circ$  und  $\Phi_{WS} = 160^\circ$

Wie auch bei Variation des Faserorientierungswinkels  $\Phi_{WS}$  liegen bei der Variation des Öffnungswinkels  $\alpha_w$  die Faserüberstände an der Kante D im Übergangsbereich  $b_1$  oberhalb und an der Kante C im Übergangsbereich  $b_2$  unterhalb der maximal möglichen Faserüberstände an den linearen Abschnitten (siehe Abbildung 4.22). Mit größerem Öffnungswinkel nehmen die Faserüberstandslängen  $l_D$  sowie die Länge des Übergangsbereiches  $b_1$  an Kante D ab. An der Kante C hingegen nimmt die Länge des Übergangsbereiches  $b_2$  mit größerem Öffnungswinkel zu.

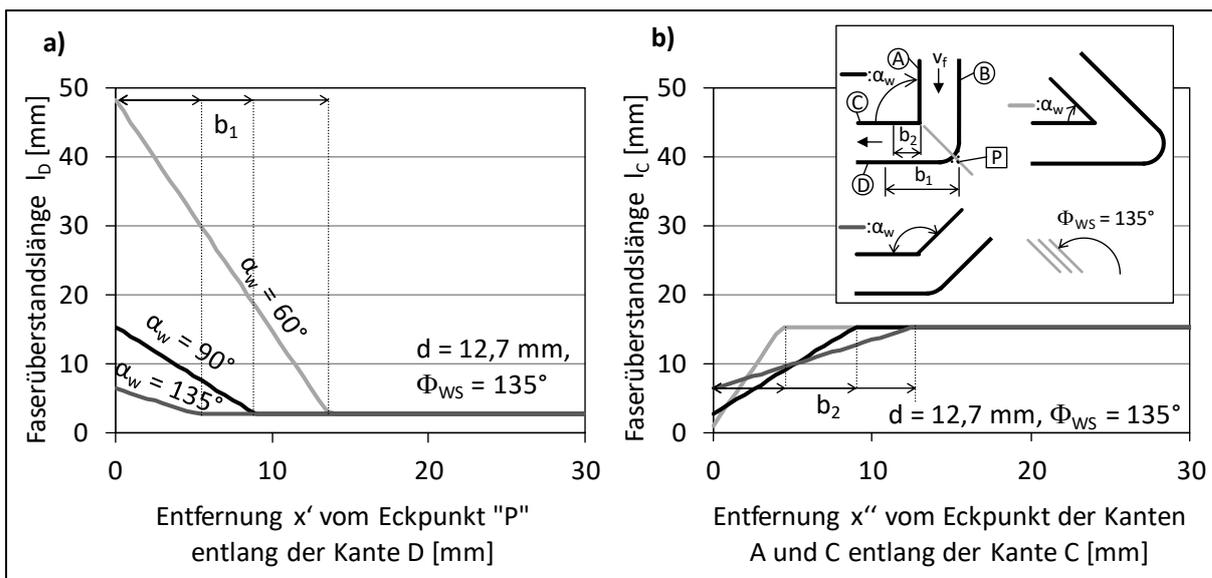


Abbildung 4.22: Verlauf der Faserüberstände an den Kanten A, B, C und D für die Faserorientierung  $\Phi_{WS} = 135^\circ$  für die Öffnungswinkel  $\alpha_w = 60^\circ$ ,  $\alpha_w = 90^\circ$  und  $\alpha_w = 135^\circ$  ( $d = 12,7$  mm)

Im Gegensatz zum Faserorientierungswinkelbereich  $0^\circ < \Phi_{WS} < (180^\circ - \alpha_w)$  treten im Übergangsbereich keine Faserüberstände auf, die länger als an einer der Kanten A, B, C oder D außerhalb der Übergangsbereiche  $b_1$  und  $b_2$  sind (vgl. Abbildung 4.18).

#### 4.2.4 Zusammenfassung der Erkenntnisse und Ableitung optimierter Vorschubbewegungen

Die Analyse des Einflusses der Vorschubbewegung entlang einer Bauteilkontur auf die theoretisch maximal möglichen Längen der Faserüberstände ergibt, dass die Längen durch die Linie der initialen Fasertrennpunkte definiert werden. Bei festgelegten Konturen und Faserorientierungen relativ dazu bestimmt der Abstand der Linie der initialen Fasertrennpunkte von der Fräsbahnseite die Länge der Faserüberstände. Die Linie der initialen Fasertrennpunkte wird hierbei durch den Werkzeugdurchmesser sowie die jeweilige Vorschubrichtung festgelegt. Der initiale Faserkontakt tritt mit der durch die Rotation hervorgerufenen zylindrischen Mantelfläche des Werkzeuges auf. Die Schneidengeometrie sowie die Drehrichtung des Werkzeuges besitzen daher keinen Einfluss auf die theoretisch maximal möglichen Faserüberstandslängen.

Je dichter die Linie der initialen Fasertrennpunkte an der zu bearbeitenden Seite liegt, desto kürzer sind die Faserüberstände. Im Umkehrschluss heißt dies für die Minimierung von Faserüberständen, dass bei gegebener Bauteilkontur und relativ dazu liegender Faserorientierung der Werkzeugdurchmesser verringert oder die Vorschubrichtung angepasst werden muss. Die Verringerung des Werkzeugdurchmessers führt u. a. zu einer höheren Bruchwahrscheinlichkeit und ist in der industriellen Fertigung daher kaum umsetzbar. Aus diesem Grund wird im Folgenden ausschließlich die Vorschubrichtung betrachtet, die zudem das größere Potential zur Verminderung der Faserüberstände bietet.

In Abbildung 4.23 sind mögliche Vorschubbewegungen eines Fräswerkzeuges für die Konturen Gerade, Winkel und Kreis dargestellt, mit denen die Lage der Linie der initialen Fasertrennpunkte variiert werden kann.

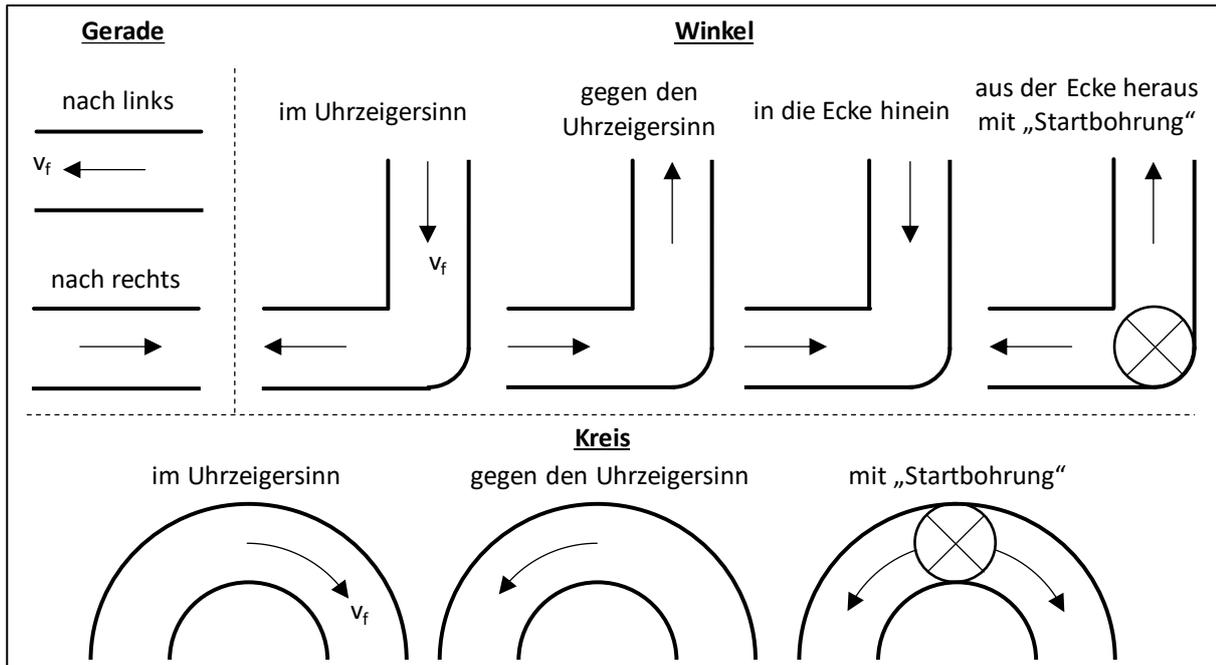


Abbildung 4.23: Mögliche Richtungen der Vorschubbewegung für Geraden, Winkel und Kreise [nach A\_\_16b]

Die Umkehr der Vorschubrichtung ist nicht bei allen Geometrien möglich, da sich z. B. das Werkzeug beim beidseitigen Verfahren aus einem Winkel heraus zuvor in dem Eckpunkt befinden muss. Dies kann z. B. mittels Startbohrung oder durch das Heranfahren entlang einer nicht die Bauteilkontur und nicht die Linie der initialen Fasertrennpunkte der Gutseite berührenden Vorschubbahn erfolgen. Mit der Gutseite wird die Seite der Fräsbahn bezeichnet, an der die zu erzeugende Bauteilkontur liegt. Neben der Umkehr der Vorschubrichtung wird im Folgenden das Vorbohren zum flexiblen Erzeugen eines Startpunktes an jeder Position einer Kontur genutzt. Von der Startbohrung kann der Vorschub des Fräswerkzeuges anschließend in alle Richtungen erfolgen.

Die systematische Minimierung des Abstandes der Linie der initialen Fasertrennpunkte zur Gutseite der Konturen Gerade, Winkel und Kreis führt zu den in Abbildung 4.24 dargestellten Vorschubbewegungen und Positionen der Startbohrungen. In Abhängigkeit von der Lage der Gutseite, der Faserorientierung relativ zum Werkstück  $\Phi_{ws}$  sowie im Falle eines Winkels vom Öffnungswinkel  $\alpha_w$  ergeben sich unterschiedliche Vorschubbewegungen. Die Länge des theoretisch längsten Faserüberstandes wird hierdurch auf den halben Werkzeugdurchmesser begrenzt. Dies ist auf die Situation bei einem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$  zurückzuführen, bei dem die Längen beider Enden der Faserüberstände mit dem halben Werkzeugdurchmesser übereinstimmen. Eine Umkehr der Vorschubrichtung führt ebenfalls zu dem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$  und somit zu identischen Faserüberstandslängen.

Bei unterbrochener Vorschubbewegung werden stets Teile der Gutseite im Gleichlauf sowie im Gegenlauf bearbeitet. Dies hat jedoch keinen Einfluss auf die theoretisch maximal möglichen Längen der Faserüberstände.

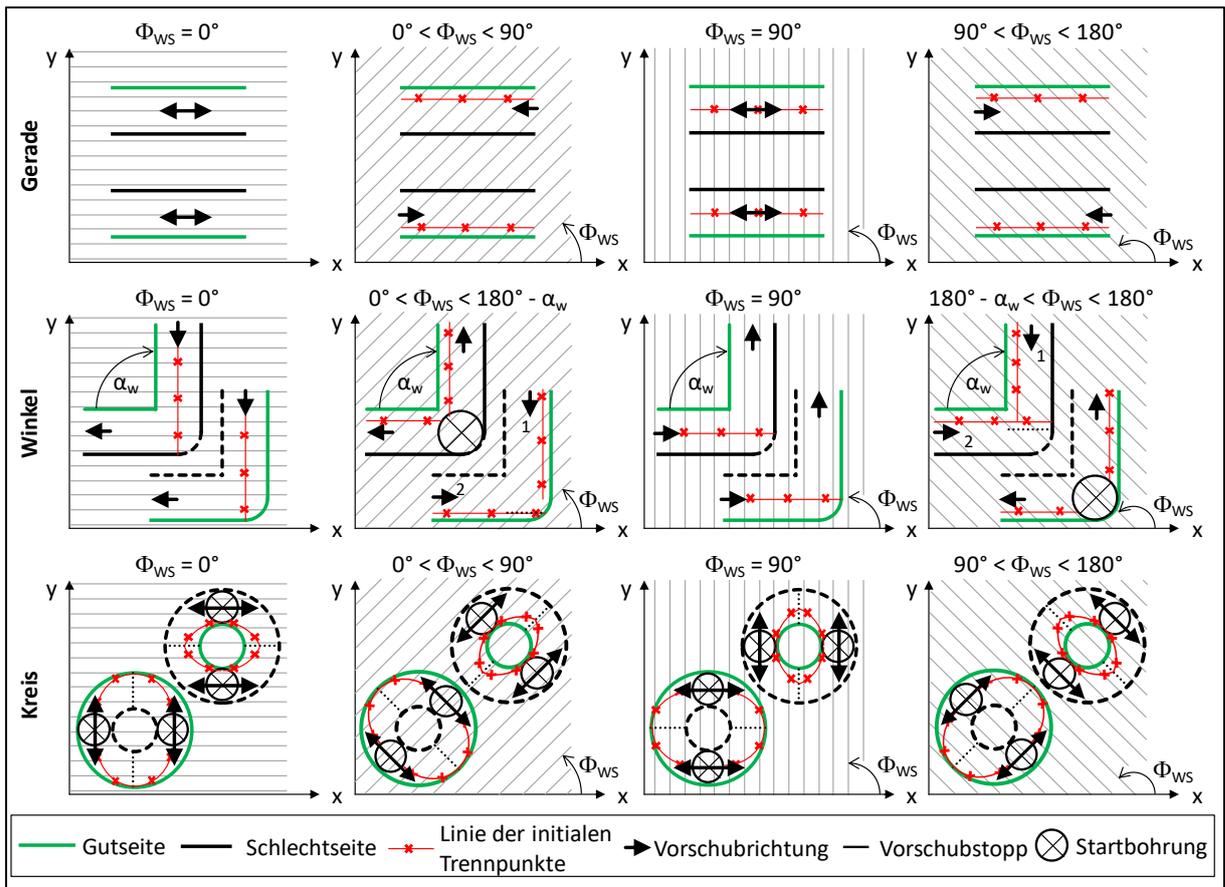


Abbildung 4.24: Optimierte Vorschubbewegungen für Geraden, Winkel und Kreise zur Verringerung der theoretisch maximal möglichen Faserüberstände in Abhängigkeit vom Faserorientierungswinkel relativ zum Werkstück  $\Phi_{WS}$  [nach A\_16b]

Das Fräsen eines Winkels in den Faserorientierungswinkelbereichen  $0^\circ < \Phi_{WS} < 180^\circ - \alpha_w$  und  $180^\circ - \alpha_w < \Phi_{WS} < 180^\circ$  erfordert für die Minimierung der Faserüberstände die Unterbrechung der Vorschubbewegung. Diese Situationen sind in Abbildung 4.24 schematisch durch den Vorschubstopp sowie die Kennzeichnung der ersten Vorschubrichtung „1“ sowie der nachfolgenden Vorschubrichtung „2“ im Winkel dargestellt. Durch einen Vorschub entlang der Richtung „1“ bis in die Ecke des Winkels hinein kann die Tiefenschädigung nicht getrennter Fasern die Linie der initialen Fasertrennpunkte der Richtung „2“ überschreiten. Hierdurch ist eine Trennung der Fasern entlang der Linie der initialen Fasertrennpunkte bei der nachfolgenden Vorschubrichtung „2“ nicht gewährleistet.

In Abbildung 4.25 ist der Abstand  $a$  der Nutspitze der Vorschubrichtung „1“ von der Linie der initialen Fasertrennpunkte der Vorschubrichtung „2“ für die Konturen Winkel und Kreis angegeben. Zur Vermeidung von Faserüberständen, die länger sind als der halbe Werkzeugdurchmesser, muss der Abstand  $a$  im Winkel  $a \geq 0$  mm und im Kreis  $a = 0$  mm betragen.

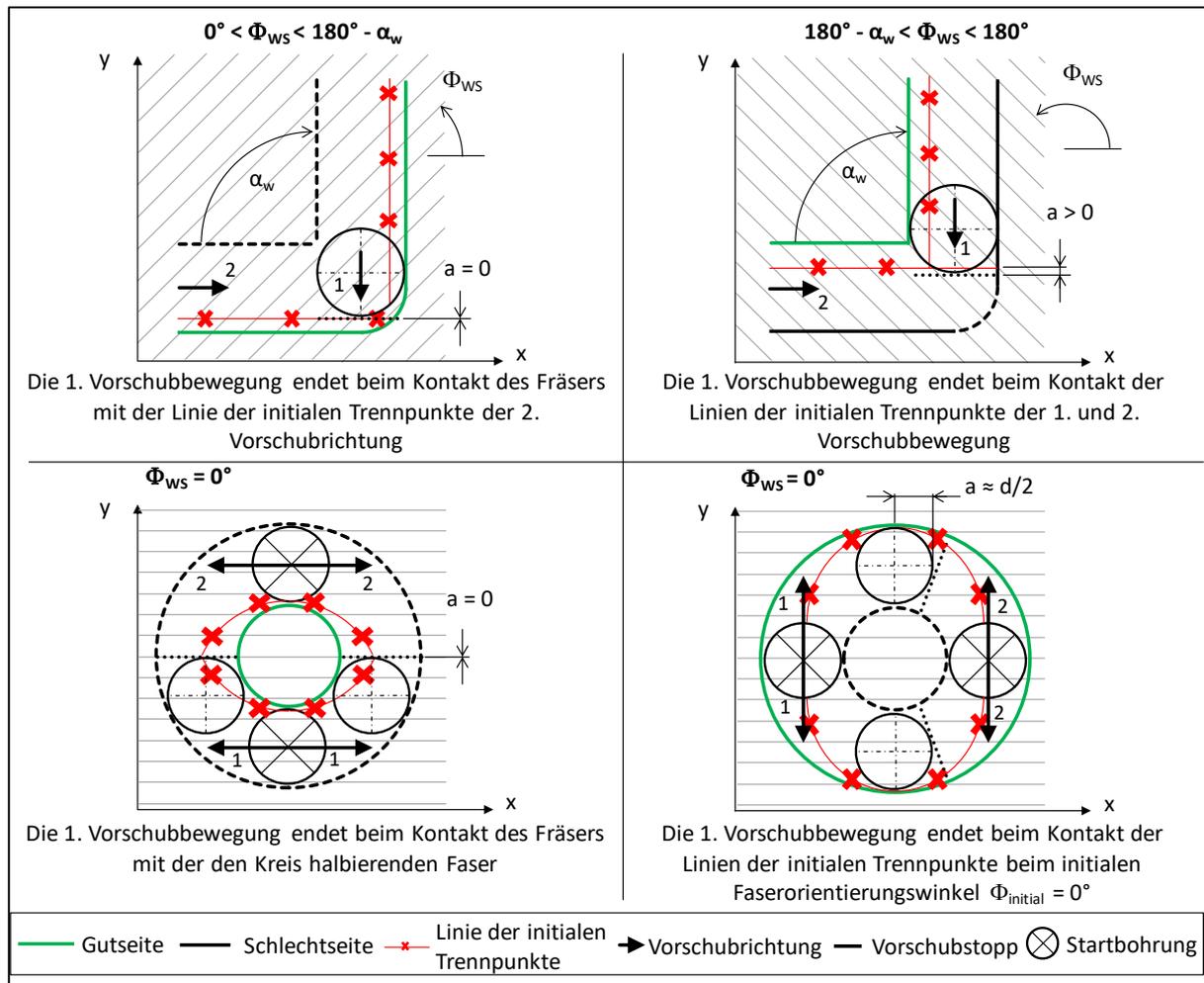


Abbildung 4.25: Definition des theoretisch notwendigen Abstandes  $a$  zwischen der Nutspitze der 1. Vorschubrichtung und der Linie der initialen Fasertrennpunkte der 2. Vorschubrichtung zur Vermeidung von langen Faserüberständen [nach A\_\_16b]

Der notwendige Abstand  $a$  ist bei einem Winkel abhängig von der Tiefenschädigung der Fasern, die der Nutspitze von Richtung „1“ vorausleitet. Wie in Kapitel 2.3 beschrieben wird die Tiefenschädigung durch verschiedene Parameter, wie z. B. Schneidengeometrie, CFK-Werkstoff und Anzahl der Faserkontakte des Faserüberstandes mit der Schneide beeinflusst. Liegt keine Tiefenschädigung vor, kann die Nutspitze der Richtung „1“ an der Linie der initialen Fasertrennpunkte der Richtung „2“ ( $a = 0$  mm) enden, ohne dass Faserüberstände länger als der halbe Werkzeugdurchmesser entstehen. Im Kreis enden die Linien der initialen Fasertrennpunkte der Richtung „1“ und „2“ im selben Punkt. Die Nutspitze der Richtung „1“ darf daher nicht über diesen Punkt hinausgehen ( $a = 0$  mm).

**Fazit:** Durch die vorgestellten Maßnahmen werden die theoretisch maximal möglichen Längen der Faserüberstände an der Gutseite auf den halben Werkzeugdurchmesser begrenzt. Die Validierung dieser theoretischen Ergebnisse erfolgt in Kapitel 8 mittels Fräsen.

#### 4.2.5 Vorgehen zur experimentellen Untersuchung der Faserüberstandslängen

Die Fräsuntersuchungen zur Ermittlung der maximalen Faserüberstandslängen erfolgten mit einem PKD-Werkzeug mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 511$  m/min und einem Zahnvorschub von  $f_z = 0,03$  mm. In Vorversuchen zeigte sich mit einem diamantbeschichteten Hartmetallfräswerkzeug kein messbarer Faserüberstand. Aus diesem Grund wurde ein verschlissenes zweischneidiges PKD-Werkzeug mit einer für diesen Werkzeugtyp untypisch geringen Schnittgeschwindigkeit eingesetzt (Werkzeugdaten siehe Kapitel 6.3, Tabelle 6.2).

Es wurden Halbkreise im und gegen den Uhrzeigersinn gefräst. Die unterschiedlichen Radien der Vorschubbahn  $R_{Vorschub}$  betragen:

*Radius der Halbkreise  $R_{Vorschub}$ : 30 mm, 60 mm, 90 mm*

Des Weiteren wurden Konturübergänge in Form rechter Winkel im und gegen den Uhrzeigersinn gefräst. Hierbei wurde der Faserorientierungswinkel relativ zum Werkstück  $\Phi_{WS}$  wie folgt variiert:

*Faserorientierungswinkel relativ zum Werkstück  $\Phi_{WS}$ :  $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $135^\circ$*

Zur Validierung der optimierten Vorschubbewegungen in Abhängigkeit von der Faserorientierung und der Bauteilkontur wurden die in Abbildung 4.24 vorgestellten Vorschubbewegungen zur Reduzierung der Faserüberstände in Kreisen und rechten Winkeln getestet. Die Längen der aufgetretenen Faserüberstände wurden anschließend mit den theoretisch maximal möglichen Längen der Faserüberstände bzw. dem Verlauf der Linie der initialen Fasertrennpunkte verglichen. Der Verlauf der Fasertrennpunkte kann direkt aus den in Kapitel 4.2.2 und 4.2.3 vorgestellten Berechnungsmodellen gefolgert werden, da die Lage der Trennpunkte mit dem Ende der theoretisch maximal möglichen Faserüberstandslängen übereinstimmt.

## 5 Entwicklung eines empirischen Verschleißmodells für das Fräsen von CFK mit Hartmetall

Der Fräsprozess, wie in Kapitel 2.2 und 4.1 beschrieben, zeichnet sich durch eine rotatorische Schnittbewegung mit räumlicher Fasertrennung aus. Aufgrund der hohen Prozessdynamik und der bedingten Zugänglichkeit im Bereich der Wirkzone ist eine Untersuchung der Zerspanvorgänge sehr aufwändig und oft nur indirekt z. B. durch die Analyse der Kräfte, Temperaturen, Schnittqualitäten und des Werkzeugverschleißes möglich. Wie in Kapitel 2.2.3 beschrieben, besitzt der Faserorientierungswinkel  $\Phi$  einen Einfluss auf den Werkzeugverschleiß beim Fräsen. Eine systematische Untersuchung dieses Effektes und der damit verbundenen Rückschlüsse auf den Fräsprozess steht bisher aus. Aus diesem Grund wird im Folgenden das Vorgehen zur Untersuchung des Einflusses des Faserorientierungswinkels  $\Phi$  auf den Werkzeugverschleiß beim Fräsen von UD-CFK vorgestellt.

Zunächst erfolgt die Beschreibung der spezifischen Eingriffsverhältnisse beim Fräsen. Hierfür wird der Bezug zwischen dem Faserorientierungswinkel  $\Phi$  einerseits und Spannungsdicke  $h$  sowie den damit einhergehenden Größen Eingriffswinkel  $\varphi$ , Fasertrennwinkel  $\theta$  und elastische Einfederung andererseits dargestellt. Anschließend wird ein Modell für die Analyse und Vorhersage des Verschleißes bei rotatorischer Schnittbewegung (Fräsen) auf Basis der Ergebnisse von Verschleißuntersuchungen bei translatorischer Schnittbewegung (Hobeln) vorgestellt. Abschließend wird das Vorgehen zur experimentellen Untersuchung des Verschleißes beim Hobeln und Fräsen vorgestellt.

### 5.1 Zusammenhang von Faserorientierungswinkel $\Phi$ und Spannungsdicke $h$ beim Fräsen

Beim Fräsen im Vollschnitt werden über dem Eingriffsbogen die Eingriffswinkel von  $\varphi = 0^\circ$  bis  $\varphi = 180^\circ$  durchlaufen. Hieraus folgt, dass der Fasertrennwinkelbereich  $\Delta\theta = 180^\circ$ , beginnend mit dem Fasertrennwinkel  $\theta$ , der dem Faserorientierungswinkel  $\Phi$  entspricht, durchlaufen wird. Der Spannungsdickenverlauf über dem Eingriffswinkel ist hierbei durch den Werkzeugdurchmesser  $d$  und den Zahnvorschub  $f_z$  festgelegt. Eine Variation des Faserorientierungswinkels  $\Phi$  verändert die zum jeweiligen Fasertrennwinkel  $\theta$  vorliegende Spannungsdicke  $h$ . Dieser Zusammenhang ist in Abbildung 5.1 am Beispiel der Faserorientierungswinkel  $\Phi = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$  und  $135^\circ$  gezeigt.

Die maximale Spannungsdicke  $h$  wird im Vollschnitt stets bei einem Eingriffswinkel von  $\varphi = 90^\circ$  erreicht. Bei einem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 0^\circ$  liegt die maximale Spannungsdicke beim Fasertrennwinkel  $\theta = 90^\circ$  vor, wohingegen bei  $\Phi = 90^\circ$  die maximale Spannungsdicke bei  $\theta = 180^\circ$  erreicht wird. Wie in Kap. 2.2.2 beschrieben, sind die Zerspankräfte beim Fräsen von UD-CFK im Vollschnitt nicht proportional zur Spannungsdicke [Kar12, Hin12b]. Allgemein gilt, dass mit zunehmender Zerspankraft die Schneidenbelastung steigt und somit der Verschleiß zunimmt. Aus den unterschiedlichen Belastungssituationen über dem Eingriffsbogen folgt, dass ein Zusammenhang zwischen der Faserorientierung und dem Verschleiß bestehen muss. Die in Kapitel 2.2.3 beschriebenen Beobachtungen zu den Verschleißunterschieden beim Fräsen unterschiedlicher Faserorientierungswinkel deuten ebenfalls darauf hin.

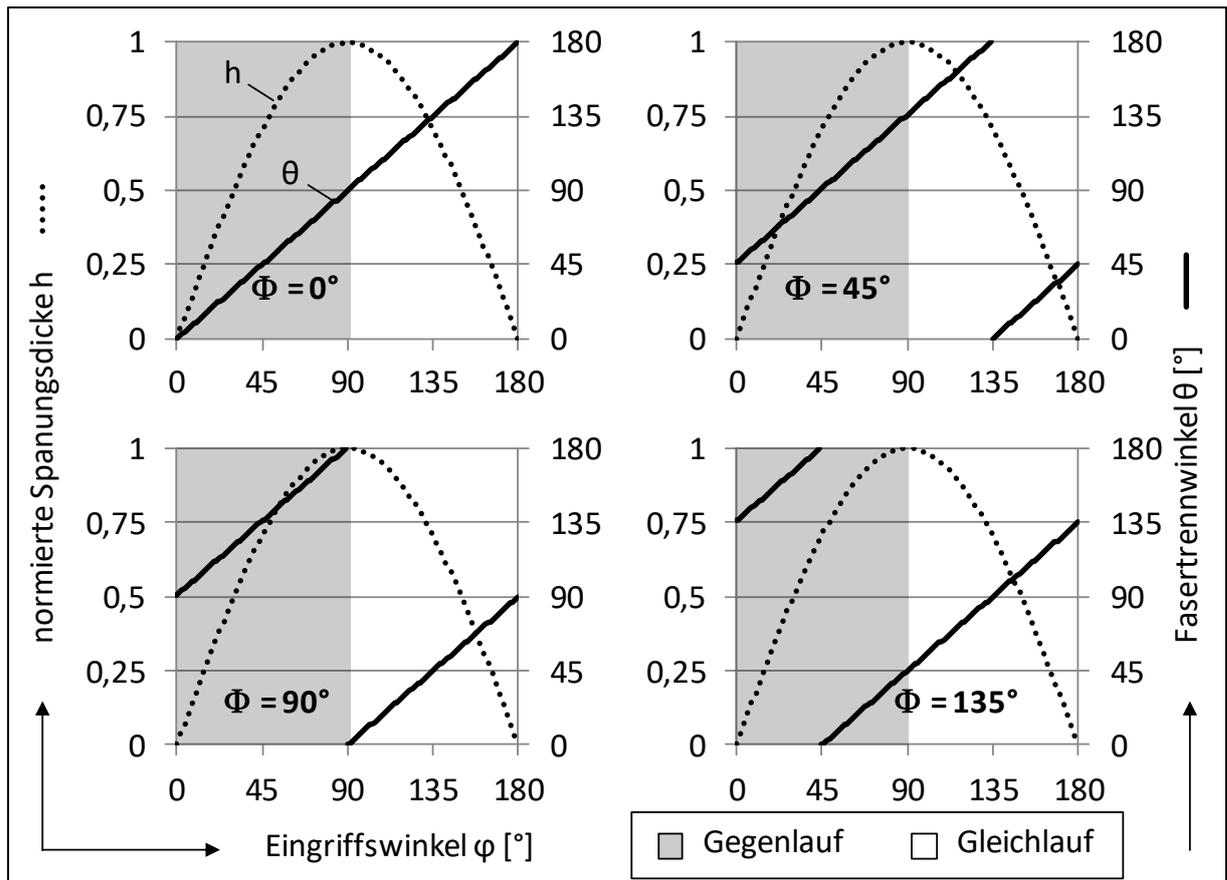


Abbildung 5.1: Fasertrennwinkel  $\theta$  und Spannungsdicke  $h$  über dem Eingriffswinkel  $\varphi$  bei den Faserorientierungswinkeln  $\Phi = 0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  und  $\Phi = 135^\circ$

Neben dem Zusammenhang von Eingriffswinkel  $\varphi$ , Spannungsdicke  $h$  und Fasertrennwinkel  $\theta$  kommt die elastische Verformung des Werkstoffes unter der Schneide als weitere Einflussgröße auf den Verschleiß hinzu. Wie beim Fräsen und Bohren ermittelt, hängt die Einfederung des Werkstoffes vom Fasertrennwinkel ab und wird mit steigendem Schneidenverschleiß größer [Hin07]. Beim Fräsen ändern sich die Fasertrennwinkel  $\theta$  und somit auch die Einfederung des Materials unter der Schneide zyklisch über dem Eingriffswinkel  $\varphi$ . Dies ist am Beispiel vom Faserorientierungswinkel  $\Phi = 0^\circ$  in Abbildung 5.2 für die auf eins normierte Spannungsdicke und Einfederung dargestellt. Für die Einfederung des Materials wurden die Werte für das Bohren mit konstanter Spannungsdicke verwendet, die in [Hin07] in Schritten von  $\Delta\theta = 15^\circ$  für die radiale Einfederung  $\Delta r$  von unidirektionalem Epoxid-CFK bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min ermittelt wurden.

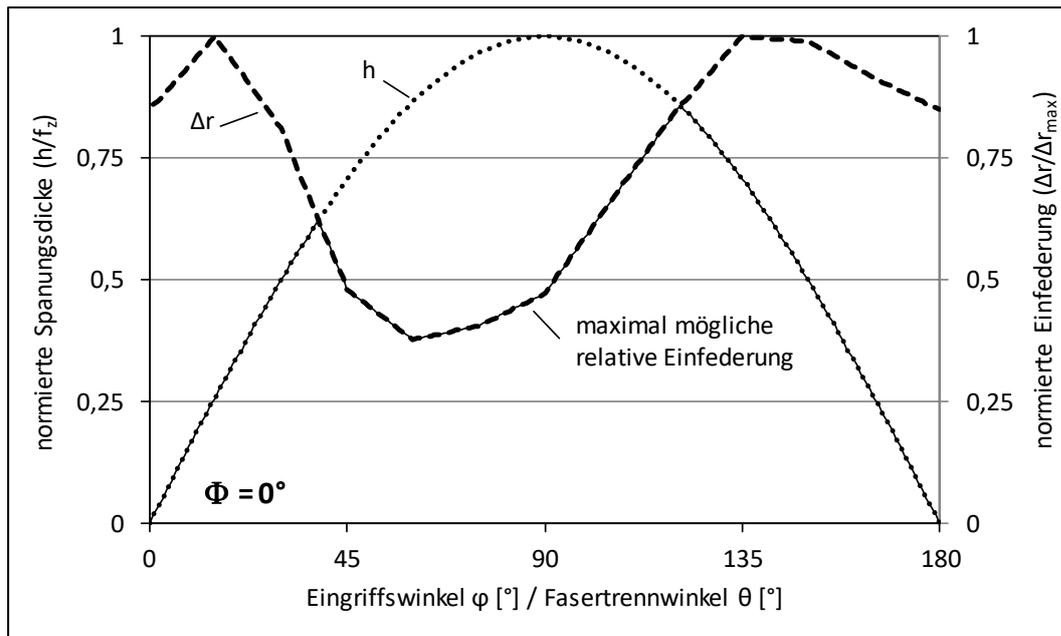


Abbildung 5.2: Verlauf der normierten radialen Einfeldung  $\Delta r$  [nach Hin07] und Spannungsdicke  $h$  über dem Eingriffswinkel  $\varphi$  bzw. dem Fasertrennwinkel  $\theta$  für den Faserorientierungswinkel  $\Phi = 0^\circ$

Unter der Annahme, dass die größte Einfeldung dem Zahnvorschub  $f_z$  entspricht und die Einfeldung nicht größer als die Spannungsdicke  $h$  werden kann, ergeben sich für verschiedene Faserorientierungswinkel  $\Phi$  unterschiedliche Verläufe der Einfeldung über dem Eingriffswinkel  $\varphi$ . In Abbildung 5.3 ist eine Näherung für die maximal mögliche relative Einfeldung des Werkstoffes unterhalb der Schneide bei den Faserorientierungswinkeln  $\Phi = 0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  und  $\Phi = 135^\circ$  dargestellt.

Eine größere Einfeldung des Materials führt zu einer größeren Kontaktfläche zwischen Schneide und Werkstoff. Durch das Rückfedern des Werkstoffes erfolgt der Kontakt insbesondere mit der Freifläche und wurde bei konstanter Spannungsdicke bereits untersucht [Hen15]. Bei variierender Spannungsdicke über dem Eingriffswinkel beim Fräsen wird ebenfalls ein unterschiedlicher Verschleiß erwartet. Der größte Verschleiß wird beim Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ$  erwartet, da die mögliche Einfeldung über dem gesamten Eingriffsbogen in etwa der Spannungsdicke entspricht. Dem gegenüber liegt eine lokal geringe mögliche Einfeldung bei den Faserorientierungswinkeln  $\Phi = 0^\circ$  kurz vor und bei  $\Phi = 135^\circ$  kurz hinter der maximalen Spannungsdicke vor. Aus diesem Grund wird bei diesen Faserorientierungswinkeln ein geringerer Verschleiß erwartet.

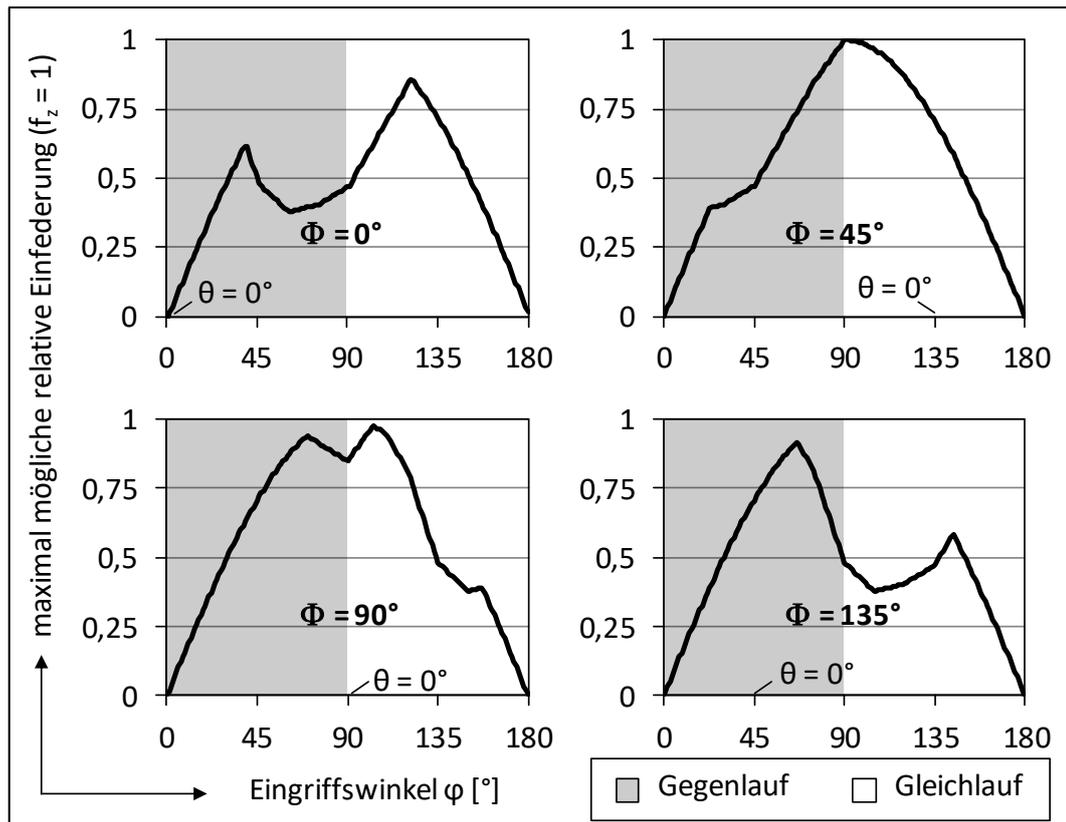


Abbildung 5.3: Näherung für die maximal mögliche relative Einfederung des Materials beim Fräsen in Abhängigkeit vom Eingriffswinkel  $\varphi$  und Faserorientierungswinkel  $\Phi$ ; Die Einfederung [nach Hin07] und Spannungsdicke sind jeweils auf 1 normiert (Annahme: die größte Einfederung entspricht dem Zahnvorschub  $\Delta r_{\max} = f_z$ )

Die Analyse des Werkzeugverschleißes bei unterschiedlichen Faserorientierungen zeigt, welchen Einfluss die über den Eingriffsbogen summierten Belastungssituationen auf den Werkzeugverschleiß besitzen, jedoch nicht, welchen Einfluss jede einzelne Belastungssituation besitzt. Hierauf wird im folgenden Abschnitt detailliert eingegangen.

## 5.2 Modellierung des Werkzeugverschleißes beim Fräsen auf Basis von Hobelversuchen

Die periodische Aneinanderreihung definierter Spannungsdicken  $h$  und Fasertrennwinkel  $\theta$  ermöglicht es, den komplexen Fräsvorgang mit ausgewählten Hobelsituationen näherungsweise abzubilden. Schütte [Sch14] konnte bereits bei Hobel- und Bohrversuchen sehr große Übereinstimmungen bei den Zerspankräften und der erzielten Schnittqualität nachweisen. Aus diesem Grund wird davon ausgegangen, dass die Zerspanbedingungen beim Hobeln und Fräsen sich nicht wesentlich unterscheiden. Einzelne Zustände der sich periodisch ändernden Eingriffsverhältnisse beim Fräsen können hierdurch separiert betrachtet werden und lassen Rückschlüsse auf den spezifischen Verschleiß und die vorliegende Fasertrennung entlang des Schnittbogens zu.

Im Folgenden wird ein Modell aufgestellt, mit dem die Auswirkungen der verschiedenen Eingriffsverhältnisse bei unterschiedlichen Faserorientierungswinkeln  $\Phi$  auf den Werkzeugverschleiß beim Fräsen detailliert untersucht werden können. Die in den Hobelversuchen gemessenen Verschleißwerte dienen hierbei als Eingangsgrößen des Modells. Anschließend werden

die berechneten Verschleißwerte des Modells mit den beim Fräsen gemessenen Verschleißwerten verglichen. Hierdurch wird das Modell validiert. Teile dieser Untersuchung wurden in [A\_\_16a] erarbeitet.

### Modellierung der Eingriffsverhältnisse entlang des Schnittbogens im Fräsprozess

Eine detaillierte Analyse der Auswirkungen bestimmter Spannungsdicken  $h$  und Fasertrennwinkel  $\theta$  auf den Verschleiß ist beim Fräsen aufgrund der sich stetig ändernden Verhältnisse nicht möglich. Der Verschleiß an einem Fräswerkzeug ist sowohl im Voll-, als auch im Teilschnitt eine Summation des Verschleißes aus verschiedenen Belastungssituationen. Aus diesem Grund wird der Fräsprozess mittels Hobelversuchen nachgebildet. Hierzu werden die Eingriffsverhältnisse an repräsentativen Spannungsdicken des Schnittbogens nachgestellt.

Der Schnittbogen des Fräasers im Vollschnitt wird in acht verschiedene Phasen unterteilt (siehe Abbildung 5.4). Die Phasen I bis IV des Fräsprozesses stehen für den Gegenlauf und die Phasen V bis VIII für den Gleichlauf. Es wird ein Zahnvorschub von  $f_z = 0,03$  mm zugrunde gelegt.

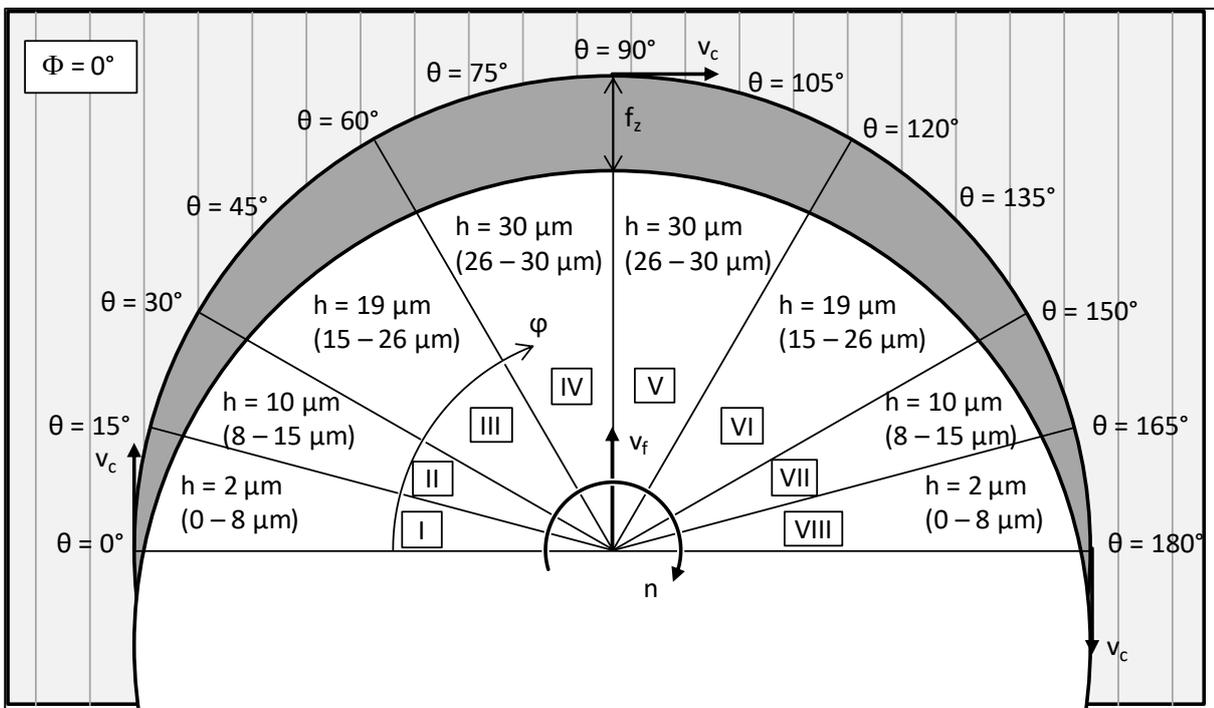


Abbildung 5.4: Eingriffsbogen mit den vier unterschiedlichen Phasen über dem Eingriffswinkel  $\varphi$  für den Zahnvorschub  $f_z = 0,03$  mm und einen Fasertrennwinkel  $\Phi = 0^\circ$  [nach A\_\_16a]

Die **Phase I** ( $\varphi_1 = 0^\circ$  bis  $15^\circ$ ) beschreibt den Schnittbeginn der Schneide, bei dem die Spannungsdicke der Anfangsverrundung der Schneide ( $r_\beta \approx 7 \mu\text{m}$ ) sowie dem Faserdurchmesser  $d_{\text{Faser}} = 7 \mu\text{m}$  entspricht. Das Material verformt sich aufgrund seiner Elastizität, wodurch diese Phase durch Schub- und Quetschvorgänge vor und unter der Schneide dominiert wird. Die Schneide durchläuft in dieser Phase den Eingriffswinkelbereich von  $\varphi = 0^\circ$  bis  $\varphi = 15^\circ$ , in dem Spannungsdicken von  $h = 0 - 8 \mu\text{m}$  vorliegen.

In der **Phase II** ( $\varphi_2 = 15^\circ$  bis  $30^\circ$ ) werden die Spannungsdicken berücksichtigt, bei denen die Schneide erstmals mit dem gesamten verrundeten Schneidenbereich ins Material eindringt.

Die elastische Deformation des Materials unterhalb der Schneide kann hierbei in Abhängigkeit vom Fasertrennwinkel bis zum Dreifachen des Schneidkantenradius betragen [Hin07, Rum96], wodurch das Material beim Ausfedern länger in Kontakt mit der Freifläche bleibt. Hierdurch wird in dieser Phase eine deutliche Zunahme des Freiflächenverschleißes erwartet. Die Schneide durchläuft den Eingriffswinkelbereich von  $\varphi = 15^\circ$  bis  $\varphi = 30^\circ$ , in dem Spannungsdicken von  $h = 8 - 15 \mu\text{m}$  vorliegen.

Die folgenden Phasen III und IV umschließen mit jeweils  $\Delta\varphi = 30^\circ$  einen doppelt so großen Eingriffswinkelbereich wie die Phasen I und II. Hierbei gilt die Annahme, dass sich die Zerspansungsmechanismen aufgrund der großen Spannungsdicken nicht wesentlich unterscheiden.

Die **Phase III** ( $\varphi_3 = 30^\circ$  bis  $60^\circ$ ) umschließt die mittlere Spannungsdicke  $h_m = 19 \mu\text{m}$ ), die eine bedeutende Größe in der Zerspantechnologie darstellt. Mit ihrer Hilfe werden bei homogenen Materialien u. a. die mittleren spezifischen Schnittkräfte abgeschätzt. Aus diesem Grund wird bei der Phaseneinteilung dieser Bereich berücksichtigt. Die Schneide durchläuft in dieser Phase den Eingriffswinkelbereich von  $\varphi = 30^\circ$  bis  $\varphi = 60^\circ$ , in dem Spannungsdicken von  $h = 15 - 26 \mu\text{m}$  vorliegen.

In **Phase IV** ( $\varphi_4 = 60^\circ$  bis  $90^\circ$ ) durchläuft die Schneide den abschließenden Bereich von  $h = 26 \mu\text{m}$  bis zum Erreichen der maximalen Spannungsdicke  $h_{\text{max}} = f_z$  beim Übergang vom Gegen- zum Gleichlauf bei einem Eingriffswinkel von  $\varphi = 90^\circ$ .

Nach dem Übergang vom Gegen- zum Gleichlauf bei  $\varphi = 90^\circ$  nimmt die Spannungsdicke wieder ab. Die **Phasen V bis VIII** beschreiben somit den umgekehrten Durchlauf der ersten vier Phasen bei jeweils anderen Fasertrennwinkeln. Das Durchlaufen der acht Phasen erfolgt periodisch mit jeder Werkzeugumdrehung.

Um die jeweiligen Phasen des Fräsvorganges mittels Hobelversuchen nachstellen zu können, werden nachfolgend die Spannungsdicken festgelegt, denen die Phasen im Mittel entsprechen. Ausgehend vom Zahnvorschub  $f_z = 0,03 \text{ mm}$  wird den Phasen I und VIII eine Spannungsdicke von  $h_1 = h_8 = 2 \mu\text{m}$  zugewiesen, die deutlich kleiner als der Schneidkanterradius ist. Den Phasen II und VII wird die Spannungsdicke  $h_2 = h_7 = 10 \mu\text{m}$  zugeteilt. In den Phasen III und VI wird die mittlere Spannungsdicke  $h_3 = h_6 = h_m = 19 \mu\text{m}$  und in den Phasen IV und V der Zahnvorschub  $h_4 = h_5 = f_z = 30 \mu\text{m}$  gewählt. In Anlehnung an die acht Phasen wird der Fasertrennwinkel in  $\Delta\theta = 15^\circ$  Schritten variiert. Um den bei Hobel- und Fräsversuchen auftretenden Verschleiß anschließend quantitativ vergleichen zu können, wird für jede Parameterkombination der gleiche Schnittweg von  $l_c = 12,5 \text{ m}$  gewählt.

### **Berechnungsmodell zur Übertragung der Verschleißmesswerte vom Hobeln aufs Fräsen**

Zur Übertragung der aus den Hobelversuchen experimentell gewonnenen Verschleißmesswerte (Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$ , vgl. Kapitel 9.3) auf den Fräsprozess werden diese in Anlehnung an Abbildung 5.4 gewichtet und aufsummiert. Im Folgenden wird das Berechnungsmodell unter Berücksichtigung der Differenz zwischen der realen Spannungsdicke und der in den Hobelversuchen gewählten Spannungsdicke vorgestellt. Die Verschleißmesswerte werden hierbei auf den Schnittweg von  $l_c = 12,5 \text{ m}$  normiert. Somit ist neben dem qualitativen ein quantitativer Vergleich zwischen dem realen und dem modellierten Verschleiß beim Fräsen möglich.

Das Modell zum Übertragen der Hobelergebnisse auf das Fräsen im Vollschnitt mit  $a_e = d$  bezieht alle acht Phasen des Fräsprozesses nach Abbildung 5.4 in die Berechnung ein. Die Mittelwerte (MW) der von  $h$  und  $\theta$  abhängigen Schneidenabflachungen  $\Delta r_\beta(h, \theta)$  werden für jede Phase separat berechnet und aufsummiert. Die Phasen III bis VI gehen hierbei doppelt in die Berechnung ein, da der Eingriffswinkelbereich zum Überstreichen jeder der vier Phasen mit  $\varphi = 30^\circ$  doppelt so groß ist wie bei den Phasen I und II sowie VII und VIII mit  $\varphi = 15^\circ$ . Die Normierung auf den Schnittweg erfolgt durch Division der Gesamtsumme durch die Anzahl der Summanden.

$$\begin{aligned} \Delta r_\beta(\Phi) = & \frac{1}{12} \cdot (\text{MW}(\text{Phase I}) + \text{MW}(\text{Phase II}) + 2 \cdot \text{MW}(\text{Phase III}) + 2 \cdot \\ & \text{MW}(\text{Phase IV}) + 2 \cdot \text{MW}(\text{Phase V}) + 2 \cdot \text{MW}(\text{Phase VI}) + \\ & \text{MW}(\text{Phase VII}) + \text{MW}(\text{Phase VIII})) \end{aligned} \quad (5.1)$$

Die Eingangsgrößen des Modells sind die Schneidenabflachungen  $\Delta r_\beta$ , die bei den unterschiedlichen Spannungsdicken  $h$  und Fasertrennwinkeln  $\theta$  und einem Schnittweg von jeweils  $l_c = 12,5$  m beim Hobeln gemessen werden (siehe Kapitel 5.3). Die Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  beim Fräsen wird für einzelne Faserorientierungswinkel  $\Phi$  mit dem Modell wie folgt bestimmt:

$$\begin{aligned} \Delta r_\beta(\Phi) = & \frac{1}{12} \cdot \left( \frac{\Delta r_\beta(2\mu\text{m}, \theta=\Phi) + \Delta r_\beta(2\mu\text{m}, \theta=\Phi+15^\circ)}{2} + \right. \\ & \frac{\Delta r_\beta(10\mu\text{m}, \theta=\Phi+15^\circ) + \Delta r_\beta(10\mu\text{m}, \theta=\Phi+30^\circ)}{2} + 2 \cdot \\ & \frac{\Delta r_\beta(19\mu\text{m}, \theta=\Phi+30^\circ) + \Delta r_\beta(19\mu\text{m}, \theta=\Phi+45^\circ) + \Delta r_\beta(19\mu\text{m}, \theta=\Phi+60^\circ)}{3} + 2 \cdot \\ & \frac{\Delta r_\beta(30\mu\text{m}, \theta=\Phi+60^\circ) + \Delta r_\beta(30\mu\text{m}, \theta=\Phi+75^\circ) + \Delta r_\beta(30\mu\text{m}, \theta=\Phi+90^\circ)}{3} + 2 \cdot \\ & \frac{\Delta r_\beta(30\mu\text{m}, \theta=\Phi+90^\circ) + \Delta r_\beta(30\mu\text{m}, \theta=\Phi+105^\circ) + \Delta r_\beta(30\mu\text{m}, \theta=\Phi+120^\circ)}{3} + 2 \cdot \\ & \frac{\Delta r_\beta(19\mu\text{m}, \theta=\Phi+120^\circ) + \Delta r_\beta(19\mu\text{m}, \theta=\Phi+135^\circ) + \Delta r_\beta(19\mu\text{m}, \theta=\Phi+150^\circ)}{3} + \\ & \left. \frac{\Delta r_\beta(10\mu\text{m}, \theta=\Phi+150^\circ) + \Delta r_\beta(10\mu\text{m}, \theta=\Phi+165^\circ)}{2} + \frac{\Delta r_\beta(2\mu\text{m}, \theta=\Phi+165^\circ) + \Delta r_\beta(2\mu\text{m}, \theta=\Phi)}{2} \right) \end{aligned} \quad (5.2)$$

Das Berechnungsmodell ist auf die Ergebnisse der Hobelversuche in dieser Arbeit als Eingangsgrößen ausgelegt. Eine Erweiterung auf andere Spannungsdicken und Fasertrennwinkel sowie eine Anpassung des in Abbildung 5.4 dargestellten Vorgehens, wie z. B. eine feinere Unterteilung der Phasen, kann durch die jeweilige Gewichtung in das Modell aufgenommen werden. Das Modell lässt den Vergleich zwischen unterschiedlichen Faserorientierungswinkeln  $\Phi$  hinsichtlich Verschleiß zu, nicht aber zwischen sehr unterschiedlichen Schnittwegen  $l_c$ . Dazu muss beispielsweise das Verschleißvolumen bzw. die einfacher zu bestimmende Verschleißfläche herangezogen werden.

### 5.3 Vorgehen zur experimentellen Untersuchung des Hobelverschleißes

#### Versuchsaufbau

Die schematischen Eingriffsbedingungen beim Hobeln eines multiaxialen Geleges im Orthogonalschnitt sind in Abbildung 5.5 dargestellt. Die translatorische Schnittbewegung sowie der nach jedem Hub erfolgende Vorschub liegen wie beim konventionellen Fräsen in der Laminat- bzw. Faserebene. Die Fasertrennwinkel sind hier beispielhaft für den verwendeten Werkstoff mit  $\theta = 0^\circ$  und  $\theta = 90^\circ$  gezeigt und können alle Werte zwischen  $0^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$  annehmen. Beim Hobeln besteht zwischen  $\theta = 0^\circ$  und  $\theta = 180^\circ$  aus Zerspanungssicht kein Unterschied. Beim Fräsen hingegen liefert die Unterscheidung Aufschluss darüber, ob sich die Schneide am Beginn oder am Ende des durchlaufenen Fasertrennwinkelbereiches  $0^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$  befindet. Die Unterscheidung wird daher beibehalten.

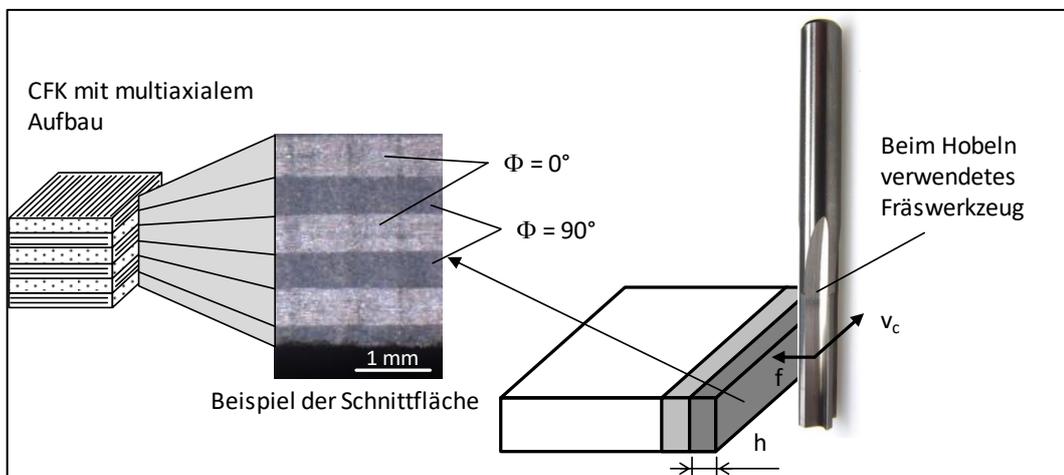


Abbildung 5.5: Darstellung der Hobelversuche mit einem Fräs Werkzeug an einem multiaxialen Gelege [nach A\_16a]

Der Versuchsaufbau zum Hobeln ist in Abbildung 5.6 gezeigt. Das verwendete unbeschichtete Fräs Werkzeug wurde speziell für die Versuche mit einem Rückspanwinkel von  $\gamma_p = 0^\circ$  angefertigt (detaillierte Werkzeug- und Werkstoffangaben siehe Kapitel 6.3). Dadurch kann es sowohl zum Hobeln als auch zum Fräsen genutzt werden. Bei den Hobeluntersuchungen wird das Fräs Werkzeug im Folgenden als Hobel bezeichnet.

Der Hobel wurde entsprechend seiner Schneidengeometrie in einer Aufnahme zur Werkstückkante ausgerichtet und am Spindelkasten fixiert. Hierdurch wurde sichergestellt, dass die Frei- und Spanwinkel beim Hobeln denen beim Fräsen entsprechen und die Versuchsergebnisse somit vergleichbar sind. Des Weiteren ermöglicht die Symmetrie des vierschneidigen Werkzeuges, dass mit einem eingespannten Hobel mit zwei Schneiden gehobelt werden kann und somit Versuche auf beiden Seiten der CFK-Aufspannung erfolgen konnten, die in Abbildung 5.6 mit Arbeitsposition 1 und 2 dargestellt sind.

Das Werkstück ist zur einen Hälfte aus einem  $0^\circ/90^\circ$ -Gelege und zur anderen Hälfte aus einem Gewebe aufgebaut, das vor dem Hobeln mittels Fräsen entfernt wurde, wodurch eine Materialstärke von 3 mm mit ausschließlich Gelege vorlag. Durch diesen Laminataufbau konnte der Verschleiß bei jedem Versuch für zwei um  $\Delta\theta = 90^\circ$  versetzte Fasertrennwinkel in den entspre-

chenden Schneidenbereichen untersucht werden, wodurch der Versuchsaufwand deutlich reduziert wurde. Die unterschiedlichen Fasertrennwinkel wurden durch das Drehen des Werkstückes relativ zum Hobel eingestellt. Die Fixierung des Werkstoffes erfolgte mit Spannpratzen. Aufgrund des multiaxialen CFK-Werkstoffes erfolgte keine Kraftmessung, da die Kräfte keinem Trennmechanismus zugeordnet werden konnten.

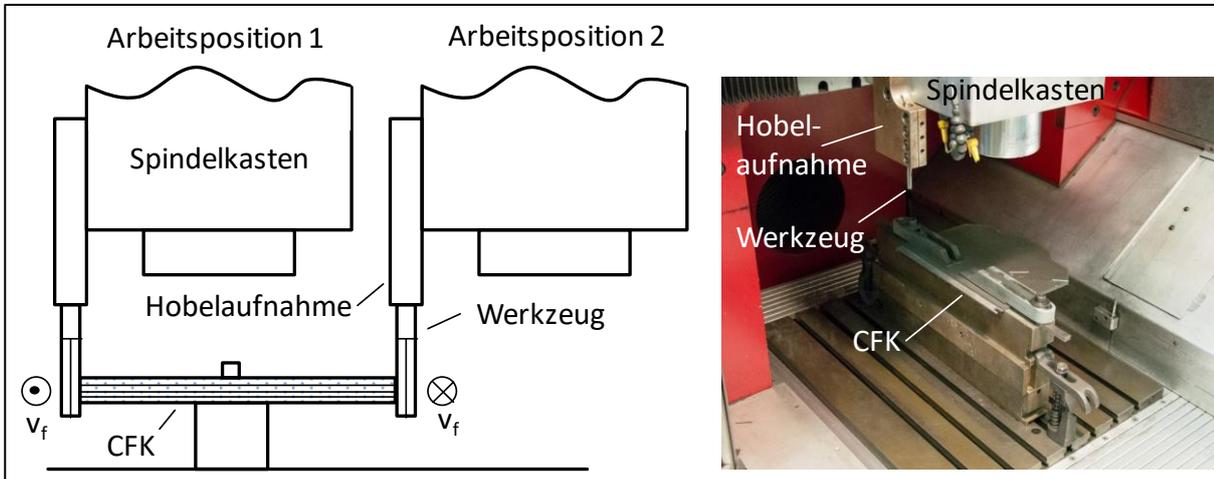


Abbildung 5.6: Versuchsaufbau zum orthogonalen Hobeln von CFK mit einem Hartmetallfräs Werkzeug [nach A\_\_16a]

### Versuchsparameter

Die Hobelversuche wurden mit einer konstanten Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min durchgeführt, um den Ruck beim Ein- und Austritt der Schneide zu minimieren und thermische Effekte weitgehend ausschließen zu können. Die Schnittgeschwindigkeit lag somit deutlich unterhalb der typischen Schnittgeschwindigkeiten beim Fräsen mit diamantbeschichteten Hartmetallwerkzeugen  $v_c > 300$  m/min, bzw. bei PKD-Werkzeugen mit  $v_c = 800$  m/min. Eine wesentliche Änderung der Zerspanvorgänge wird hierbei jedoch nicht erwartet, da vergleichbare Ergebnisse bei Hobel- und Fräsversuchen in der Literatur zu finden sind [Sch14]. Um die reduzierte Schnittgeschwindigkeit beim Hobeln bei der Auswertung und Diskussion der Ergebnisse zu berücksichtigen, wurde der Verschleiß stichprobenartig in Fräsversuchen mit reduzierter Schnittgeschwindigkeit untersucht.

Die Schnitttiefe war durch die Präparation des Versuchsmaterials auf  $a_p = 3$  mm festgelegt. Der Schnittweg wurde auf  $l_c = 12,5$  m begrenzt, um einen nicht über die Freifläche hinausgehenden und somit wiederholgenau messbaren Verschleiß zu erhalten. Die Fasertrennwinkel  $\theta$  und Spanungsdicken  $h$  sind auf Basis des im vorherigen Kapitel vorgestellten Berechnungsmodells gewählt und wurden vollfaktoriell untersucht:

*Fasertrennwinkel  $\theta$ :*  $0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ, 90^\circ, 105^\circ, 120^\circ, 135^\circ, 150^\circ, 165^\circ$

*Spanungsdicke  $h$ :*  $2 \mu\text{m}, 10 \mu\text{m}, 19 \mu\text{m}, 30 \mu\text{m}$

Jeder Versuch wurde in einem schleifscharfen Bereich der Schneide ( $\Delta r_\beta \approx 3 \mu\text{m}$ ) durchgeführt. Der Hobel besitzt eine Schneidenlänge von 25 mm, wodurch entlang einer Schneide bis

zu sieben Versuche durchgeführt werden konnten. Hierdurch wurde der Einfluss des Winkelfehlers beim Ausrichten des Hobelwerkzeuges minimiert und somit eine Vergleichbarkeit zwischen den einzelnen Versuchen erzielt.

#### 5.4 Vorgehen zur experimentellen Untersuchung des Fräserverschleißes

##### Versuchsaufbau

Die Versuche zum Einfluss des Faserorientierungswinkels  $\Phi$  auf den Verschleiß beim Fräsen wurden auf demselben Versuchsstand wie die Hobelversuche durchgeführt (siehe Abbildung 5.6). Hierbei erfolgten die einzelnen Fräsversuche zur Ermittlung des Verschleißes im Vollschnitt unmittelbar nach jedem Hobelversuch. Hierdurch wurde erreicht, dass die Lage des Werkstückes und demzufolge die der Faserorientierung zwischen den beiden Versuchsteilen unverändert blieb.

Die Versuche zum Einfluss der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  auf den Verschleiß wurden auf einer 3-Komponenten Kraftmessplattform durchgeführt, um neben dem Verschleiß die hierdurch entstehende Kraftdifferenz zu ermitteln (siehe Abbildung 5.7). Der Versuchsaufbau auf der Kraftmessplattform inklusive der Werkstofffixierung entsprach hierbei der des Hobelns ohne Kraftmessplattform.

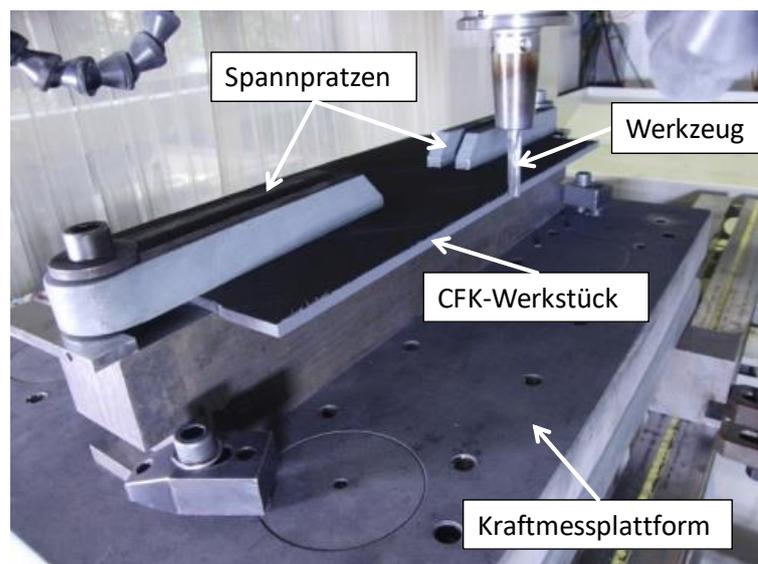


Abbildung 5.7: Versuchsaufbau zum Fräsen von CFK auf der Kraftmessplattform

##### Versuchsparameter

###### Verschleiß im Teilschnitt ( $a_e < d$ )

Der Einfluss des Arbeitseingriffs  $a_e$  auf den Verschleiß wurde beim Fräsen bei der mit der Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 160$  m/min und dem Zahnvorschub  $f_z = 0,03$  mm untersucht. Neben dem Arbeitseingriff  $a_e$  und der Bearbeitung im Gleich- oder Gegenlauf wurde der Faserorientierungswinkel  $\Phi$  variiert:

Arbeitseingriff  $a_e$ : 0,5 mm, 1 mm, 1,17 mm, 2 mm

Faserorientierungswinkel  $\Phi$ : 0°, 45°, 90°, 135°

Durch den Wechsel der Bearbeitung im Gleich- oder Gegenlauf wurde neben der Spannungsdicke  $h$  der Fasertrennwinkel  $\theta$  am Ein- und Austritt variiert, vergleiche Abbildung 2.3 c).

#### Verschleiß im Vollschnitt ( $a_e = d$ )

Im Vollschnitt erfolgte das Fräsen mit einem Hartmetallwerkzeug zur Untersuchung des Verschleißes in Abhängigkeit vom Faserorientierungswinkel  $\Phi$  mit der Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 160$  m/min und dem Zahnvorschub  $f_z = 0,03$  mm. Wie beim Hobeln betrug der Schnittweg pro Schneide  $l_c = 12,5$  m. Das hierbei eingesetzte vierschneidige Fräswerkzeug besaß die identische Geometrie wie das beim Hobeln verwendete Fräswerkzeug (die Werkzeugdaten sind in Kapitel 6.3 aufgeführt). Die Faserorientierungswinkel  $\Phi$  entsprachen den Werten der beim Hobeln untersuchten Fasertrennwinkel  $\theta$ :

*Faserorientierungswinkel  $\Phi$ : 0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°, 105°, 120°, 135°, 150°, 165°*

#### Verschleiß in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit

Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf den Verschleiß und die Prozesskräfte wurde in einem CFK-Gelege mit 0°/45°/135° Aufbau mit einer Arbeitstiefe  $a_p = 2,5$  mm und einem Zahnvorschub von  $f_z = 0,03$  mm untersucht.

*Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ : 5 m/min, 10 m/min, 20 m/min, 40 m/min, 80 m/min, 120 m/min, 160 m/min, 200 m/min, 240 m/min, 280 m/min und 320 m/min*

#### Verschleiß in Abhängigkeit von der Hartmetallsorte

Des Weiteren wurde der Einfluss verschiedener Hartmetallsorten auf den Verschleiß (Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$ ) im Vollschnitt untersucht. Die Werkzeuggeometrie war hierbei identisch mit der des Hobelwerkzeuges (Werkzeugdaten siehe Kapitel 6.3). Aufgrund zahlreicher Werkzeugbrüche im Schnitt wurden bei diesen Versuchen die Versuchsparameter verändert. Die Schnittgeschwindigkeit betrug  $v_c = 314$  m/min, der Arbeitseingriff  $a_e = d$ , die Schnitttiefe  $a_p = 2,5$  mm, der Zahnvorschub  $f_z = 0,05$  mm und der Schnittweg pro Schneide  $l_c = 12,5$  m. Somit entspricht er den Hobelversuchen. Der CFK-Werkstoff besitzt einen 0°/45°/135°-Lagenaufbau. Die verwendeten WC-Co Hartmetallsorten unterscheiden sich in Korngröße (0,2  $\mu\text{m}$  bis 1,2  $\mu\text{m}$ ) und Cobaltanteil (4,2 % bis 13 %), siehe Tabelle 5.1.

Tabelle 5.1: Eigenschaften der untersuchten Hartmetallsorten [N.Nb, N.Nh, N.Ne]

Nr.	Co [%]	WO [%]	Körnung [ $\mu\text{m}$ ]	Dichte ( $\text{g}/\text{cm}^3$ )	Härte HV30 ( $\text{N}/\text{mm}^2$ )
1	4,2	95,8	0,2	15,05	2200
2	6	93	0,8	14,85	1790
3	6	94	1	14,8	1820
4	8	92	0,5	14,55	1930
5	9	89,5	0,5	14,4	1950
6	9	91	0,5	14,3	1930
7	10	89	0,8	14,45	1600
8	12	87	1,2	14,26	1440
9	13	87	0,5	13,9	1700

Kräfte in Abhängigkeit von der Spannungsdicke und dem Fasertrennwinkel

Der Einfluss der Spannungsdicke  $h$  und des Fasertrennwinkels  $\theta$  auf die Zerspankräfte wurde beim Fräsen eines unidirektionalen CFK Werkstoffes (Cyttec HTS 977-2) untersucht. Hierbei wurde die beim Hobeln genutzte geringe Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min sowie ein Zahnvorschub von  $f_z = 0,03$  mm verwendet. Hierfür wurde das zu den Hobelversuchen identische Werkzeug mit einer Diamantbeschichtung eingesetzt (Werkzeugdaten siehe Kapitel 6.3, Tabelle 6.2). Um die Zerspankräfte einem einzelnen Schneideneingriff zuordnen zu können, wurden drei der vier Zähne radial zurückgesetzt. Es wurden 12 Nuten mit jeweils um  $\Delta\Phi = 15^\circ$  versetzten Faserorientierungswinkeln eingebracht:

*Faserorientierungswinkel  $\Phi$ :  $0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ, 90^\circ, 105^\circ, 120^\circ, 135^\circ, 150^\circ, 165^\circ$*

Um einen direkten Vergleich der beim Fräsen auftretenden Kräfte über dem Schnittbogen mit den vier Phasen des Modells (vgl. Kapitel 5.2) und somit der jeweiligen Verschleißergebnisse beim Hobeln herzustellen, wurden aus den werkstückseitig gemessenen Kräften bei den Spannungsdicken  $h = 2 \mu\text{m}, 10 \mu\text{m}, 19 \mu\text{m}$  und  $h = 30 \mu\text{m}$  die Schnittkraft  $F_c$ , Schnittnormalkraft  $F_{cn}$  sowie die Faserlängskraft  $F_{F\parallel}$  und die 2. Faserquerkraft  $F_{F\perp 2}$  über die Gleichungen (5.3) von Schütte [Sch14] bestimmt und über dem Fasertrennwinkel  $\theta$  aufgetragen.

$$\begin{aligned} F_{F\parallel} &= F_{cn} \cdot \sin(\theta) + F_c \cdot \cos(\theta) \\ F_{F\perp 2} &= F_{cn} \cdot \cos(\theta) - F_c \cdot \sin(\theta) \\ F_{F\perp 1} &= F_p \end{aligned} \tag{5.3}$$

Um Anhaltswerte für die von  $\theta$  und  $h$  abhängigen Kräfte bei niedriger Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und mittlerem konstanten Verschleißzustand zu erlangen, wurde ein diamantbeschichtetes Werkzeug  $\Delta r_\beta(\text{diamantb.}) = 12,4 \mu\text{m}$  eingesetzt.

## 6 Versuchstechnik

Nachfolgend wird die in dieser Arbeit verwendete Versuchstechnik beschrieben.

### 6.1 Versuchsmaschinen

Die Verschleißuntersuchungen zum Hobeln und Fräsen wurden an der Dreiachs-HSC-Fräsmaschine der Firma Alfred Rödgers GmbH vom Typ RFM 600 durchgeführt (siehe Abbildung 6.1 a)). Die Hauptspindel mit einer Nennleistung von 10 kW ist direkt angetrieben, wodurch die Drehzahlen stufenlos von  $n = 3000$  bis  $42000$  1/min eingestellt werden können. Die Vorschubachsen sind stufenlos über Servomotoren angetrieben und erreichen eine maximale Vorschubgeschwindigkeit von  $v_f = 30$  m/min bei einer Positioniergenauigkeit von  $0,005$  mm. Die Maschine verfügt über ein Lasermesssystem zur Werkzeugvermessung. Der Maschinentisch zum Spannen von Werkstücken bis  $800$  kg und Abmessungen bis zu  $700 \times 550$  mm wird entlang der X-Achse verfahren und bietet in Kombination mit einer am Spindelkasten montierten Werkzeugaufnahme somit ideale Bedingungen für Hobelversuche. Die Spindel kann entlang der Y-, und Z-Achse verfahren werden. Der Arbeitsraum beträgt (X x Y x Z)  $600 \times 450 \times 300$  mm. Die Maschine ist für die Bearbeitung stark staubender Werkstoffe wie CFK mit entsprechenden Abdichtungen der Antriebe und Führungen sowie einer Absaugung des Arbeitsraumes versehen.



Abbildung 6.1: Versuchsmaschinen zum Hobeln und Fräsen von CFK a) Rödgers, b) Deckel, c) Reichenbacher

Die Fräsversuche mit geringer Schnittgeschwindigkeit wurden an einer Dreiachs-CNC-Bohr- und Fräsmaschine der Firma Deckel vom Typ FP3A durchgeführt (siehe Abbildung 6.1 b)). Die Antriebsleistung der Spindel beträgt  $3$  kW, wobei die Drehzahlen über ein gestuftes Getriebe zwischen  $n = 40$  bis  $4000$  1/min eingestellt werden können. Die maximale Vorschubgeschwindigkeit der Achsen beträgt  $v_f = 3,6$  m. Im Arbeitsraum mit einer Größe von (X x Y x Z)  $400 \times 400 \times 340$  mm können auf dem Maschinentisch Werkstücke mit einem Gesamtgewicht von bis zu  $300$  kg gespannt werden. Die Maschine wurde für die Bearbeitung stark staubender Werkstoffe um eine prozessnahe Absaugung erweitert.

Die Fräsversuche zur Untersuchung der maximalen Faserüberstandslängen sowie des Einflusses der Werkzeugneigung wurden auf dem Fünfachs-Bearbeitungszentrum VISION II-Sprint der Firma Reichenbacher Hamuel GmbH durchgeführt (siehe Abbildung 6.1 c)). Die Hauptspindel mit einer Nennleistung von  $24$  kW ist direkt angetrieben. Es können Drehzahlen zwischen  $n = 500$  1/min bis  $24000$  1/min eingestellt werden. Die Vorschubgeschwindigkeiten der X- und Y-Achse betragen jeweils  $v_f = 60$  m/min und die der Z-Achse  $v_f = 20$  m/min. Die B- und C-Achse können mit einer Winkelgeschwindigkeit von  $90^\circ/s$  bewegt werden. Der Arbeitsraum beträgt

(X x Y x Z) 6140 x 1600 x 480 mm, wobei die Bauteile auf 10 Stahltraversen mittels Vakuum und Pneumatik gespannt werden können. Die Maschine verfügt über eine Raumabsaugung mit einem Luftdurchsatz von 13.600 m<sup>3</sup>/h.

Alle Fräsversuche mit den Werkzeugmaschinen Deckel und Reichenbacher wurden auf der Kraftmessplattform mit dem in Abbildung 5.7 gezeigten Aufbau durchgeführt.

## 6.2 Messtechnik

### Kraftmesstechnik

Die Messung der Zerspankräfte erfolgte bei den Versuchen mit einer Mehrkomponenten-Messplattform vom Typ 9281B der Firma Kistler Instrumente GmbH (vgl. Abbildung 5.7). Im verwendeten Ladungsverstärker vom Typ 5019B130 der Firma Kistler wurde in allen Versuchen ein Tiefpassfilter von 1 kHz eingestellt. Mit Hilfe eines PCs sowie der Software DIADEM der Firma National Instruments wurden die Messwerte mit einer Abtastrate von 2 kHz erfasst und anschließend ausgewertet.

### Mikroskopie

Die Vermessung des Schneidkantenverschleißes erfolgte mit dem optischen 3D-Messgerät vom Typ InfiniteFocus G4 der Firma Alicona. Das Messverfahren beruht auf der Fokusvariation, wobei die geringe Tiefenschärfe der Optik genutzt und durch vertikales Scannen ein 3D-Modell der Schneide berechnet wird. Dies Modell kann anschließend am PC vermessen werden.

Für die Untersuchung und Dokumentation des Verschleißzustandes der Werkzeuge sowie der Werkstückkanten und -oberflächen wurde eine Stereolupe vom Typ SZX10 in Kombination mit einer Kamera vom Typ DP27 der Firma Olympus eingesetzt. Die Steuerung der Kamera sowie die anschließende Vermessung der Bilder erfolgte am PC mit der Software Olympus Stream Motion.

## 6.3 Versuchswerkstoffe und -werkzeuge

### Versuchswerkstoffe

Für die Verschleißversuche wurden zwei CFK-Werkstoffe mit Epoxidharzmatrix und HTS-Fasern mit einem Aufbau aus multiaxialem Gelege und Gewebe sowie einer Decklage aus GFK-Gewebe verwendet. Für alle weiteren Versuche wurde ein CFK-Werkstoff mit IM-Fasern eingesetzt, der aus multiaxialem Gelege sowie einer Decklage aus Kupfergewebe aufgebaut ist. Die CFK-Materialien haben eine große Praxisrelevanz, da es sich um Werkstoffe für hochbelastete Strukturbauteile der Luftfahrtindustrie handelt. Beide Werkstoffe zeichnen sich durch einen Laminataufbau mit mindestens zwei unterschiedlichen Faserorientierungen sowie jeweils einer UD-Decklage aus. Die Eigenschaften der Kohlenstofffasern sowie der Matrix sind Tabelle 6.1 zu entnehmen.

Tabelle 6.1: Eigenschaften der Versuchswerkstoffe [N.Nd, N.Nf, N.Ng]

Prepregbezeichnung	<b>Fibredux 6376C-HTS(12K) -10-35%</b>	<b>Cytec IMS 977- 2-35-24KIMS- 268</b>	<b>M21/34%/ UD194/ -IMA-12K</b>
Faser	Tenax® HTS40	Tenax® IMS 5131	HexTow® IMA
Faservolumengehalt [%]	65	60	59,2
Matrix	HexPly® 6376	Cycom® 977-2	HexPly® M21E
<b>Eigenschaften der Faser</b>			
Fasertyp	HTS	IM	IM
Dichte [g/cm <sup>3</sup> ]	1,77	1,8	1,79
Zugfestigkeit [MPa]	4300	5600	6067
(Zug) E-Modul [GPa]	240	290	297
Bruchdehnung [%]	1,8	1,9	1,8
Faserdurchmesser [µm]	7	5	5,1
Filamentanzahl	12000	24000	12000
<b>Eigenschaften der ausgehärteten Matrix</b>			
Dichte [g/cm <sup>3</sup> ]	1,31	1,31	1,28
Zugfestigkeit [MPa]	105	81,4 ± 11	k. A. *
(Zug) E-Modul [GPa]	3,6	3,52	k. A.
Glasübergangstemperatur T <sub>G</sub> [°C]	190	k. A.	195

\*k. A.: keine Angaben

In Stichversuchen wurden weitere CFK-Werkstoffe getestet. Dies ist an den entsprechenden Stellen vermerkt.

### Versuchswerkzeuge

In Tabelle 6.2 sind die Daten der jeweils eingesetzten Werkzeuge für die Hobel- und Fräsversuche aufgezeigt. Das Hobelwerkzeug ist identisch mit dem Fräswerkzeug (WZ1) und wird daher nicht separat aufgeführt. Zudem sind die Kapitel benannt, in denen die Ergebnisse der einzelnen Werkzeuge vorgestellt werden.

Die Verschleißuntersuchungen (Fräsen und Hobeln) wurden mit unbeschichteten Hartmetallwerkzeugen (WZ1) gleicher Geometrie der Firma Klenk GmbH durchgeführt, siehe Tabelle 6.2. Das WC-Co-Hartmetall der Sorte EMT 100 der Firma Extramet AG besitzt einen Cobaltanteil von 6%, eine mittlere Korngröße von 0,8 µm und eine Vickershärte von etwa 1800 HV30 [N.Ne]. In Stichversuchen zur Verschleißuntersuchung wurde die Hartmetallsorte variiert, deren Eigenschaften in Tabelle 5.1 angegeben sind. Die Verschleißversuche im Teilschnitt wurden mit einem Werkzeug durchgeführt, das gegenüber WZ1 einen Seitenspanwinkel  $\gamma_f = 2^\circ$  aufweist. Aufgrund des geringen Unterschiedes zu WZ1 wird davon ausgegangen, dass der Verschleiß an der Schneide hierdurch nicht beeinflusst wird.

Für die Versuche zum Einfluss der Neigung wurde das oben beschriebene Werkzeug aus EMT100 mit einer CVD-Diamantschicht vom Typ CCDia®Aerospeed® der Firma CemeCon AG beschichtet (WZ2). Die Diamantschicht besitzt einen nanokristallinen/kristallinen Multilayeraufbau mit einer Mikrohärtigkeit von 10.000 HV0,05 [N.Na]. Durch die Beschichtung vergrößert

sich die Schneidenabflachung auf  $\Delta r_\beta \approx 12,4 \mu\text{m}$ . Des Weiteren wurden Versuche mit Werkzeugen durchgeführt, die im Gegensatz zum oben dargestellten diamantbeschichteten Werkzeug einen Seitenfreiwinkel  $\alpha_f = 25^\circ$  aufweisen und die Rückspanwinkel  $\gamma_p = 20^\circ$  (WZ3) und  $\gamma_p = 40^\circ$  (WZ4) besitzen, siehe Tabelle 6.2.

Die Versuche zum Einfluss der Fräskontur und der Faserorientierung auf die Faserüberstände erfolgten mit einem bereits verschlissenen PKD-Werkzeug (WZ5). Die Schneidenabflachung ist im Laufe der Versuche auf  $\Delta r_\beta \approx 31 \mu\text{m}$  angestiegen. Die Versuche mit diesem Werkzeug hatten die Erzeugung von Faserüberständen zum Ziel. Eine größere Schneidenabflachung verändert nicht die theoretisch mögliche Länge der Faserüberstände, sondern führt vermehrt zum Auftreten von Faserüberständen. Die Versuchsergebnisse wurden somit nicht negativ durch die Zunahme der Schneidenabflachung beeinflusst.

Tabelle 6.2: Daten der Versuchswerkzeuge sowie Zuordnung zu den Kapiteln, in denen sie eingesetzt wurden

Nr.	Fräswerkzeuge	Werkzeugdaten	Kapitel
WZ1	 (bei den Hobel- und Fräsversuchen eingesetzt)	Hartmetall EMT100, $d = 8 \text{ mm}$ , $z = 4$ , $\alpha_f = 12^\circ$ , $\gamma_f = 0^\circ$ , $\gamma_p = 0^\circ$ , $\Delta r_\beta \approx 3 \mu\text{m}$	9
WZ2		Hartmetall EMT100, Diamantbeschichtet, $d = 8 \text{ mm}$ , $z = 4$ , $\alpha_f = 12^\circ$ , $\gamma_f = 0^\circ$ , $\gamma_p = 0^\circ$ , $\Delta r_\beta \approx 12,4 \mu\text{m}$	7
WZ3		Hartmetall EMT100, Diamantbeschichtet, $d = 8 \text{ mm}$ , $z = 4$ , $\alpha_f = 25^\circ$ , $\gamma_f = 0^\circ$ , $\gamma_p = 20^\circ$ , $\Delta r_\beta \approx 18 \mu\text{m}$	7
WZ4		Hartmetall EMT100, Diamantbeschichtet, $d = 8 \text{ mm}$ , $z = 4$ , $\alpha_f = 25^\circ$ , $\gamma_f = 0^\circ$ , $\gamma_p = 40^\circ$ , $\Delta r_\beta \approx 18 \mu\text{m}$	7
WZ5		PKD, $d = 12,7 \text{ mm}$ , $z = 2$ , $\alpha_f = 12^\circ$ , $\gamma_f = 0^\circ$ , $\gamma_p = 0^\circ$ , $\Delta r_\beta \approx 21\text{-}31 \mu\text{m}$	8

### 7 Einfluss der Werkzeugneigung auf die Faserüberstände

Für die Ermittlung des Einflusses der Werkzeugneigung auf die Delamination in Form von Faserüberständen wurden in Kapitel 4.1.1 der geometrische und der kinematische Fasertrennvektor  $\vec{\theta}_{geo}$  und  $\vec{\theta}_{kin}$  vorgestellt. Die Fasertrennvektoren geben die räumliche Lage von Schneide und Faser am Kontaktpunkt sowie die dort vorliegende effektive Geschwindigkeit und deren Richtung wieder. Zum Vergleich der unterschiedlichen Schnittqualitäten in Folge der Werkzeugneigung sind in Abbildung 7.1 die Schnittergebnisse bei ungeneigten Werkzeugen für die Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ, 90^\circ$  und  $135^\circ$  gegenübergestellt.

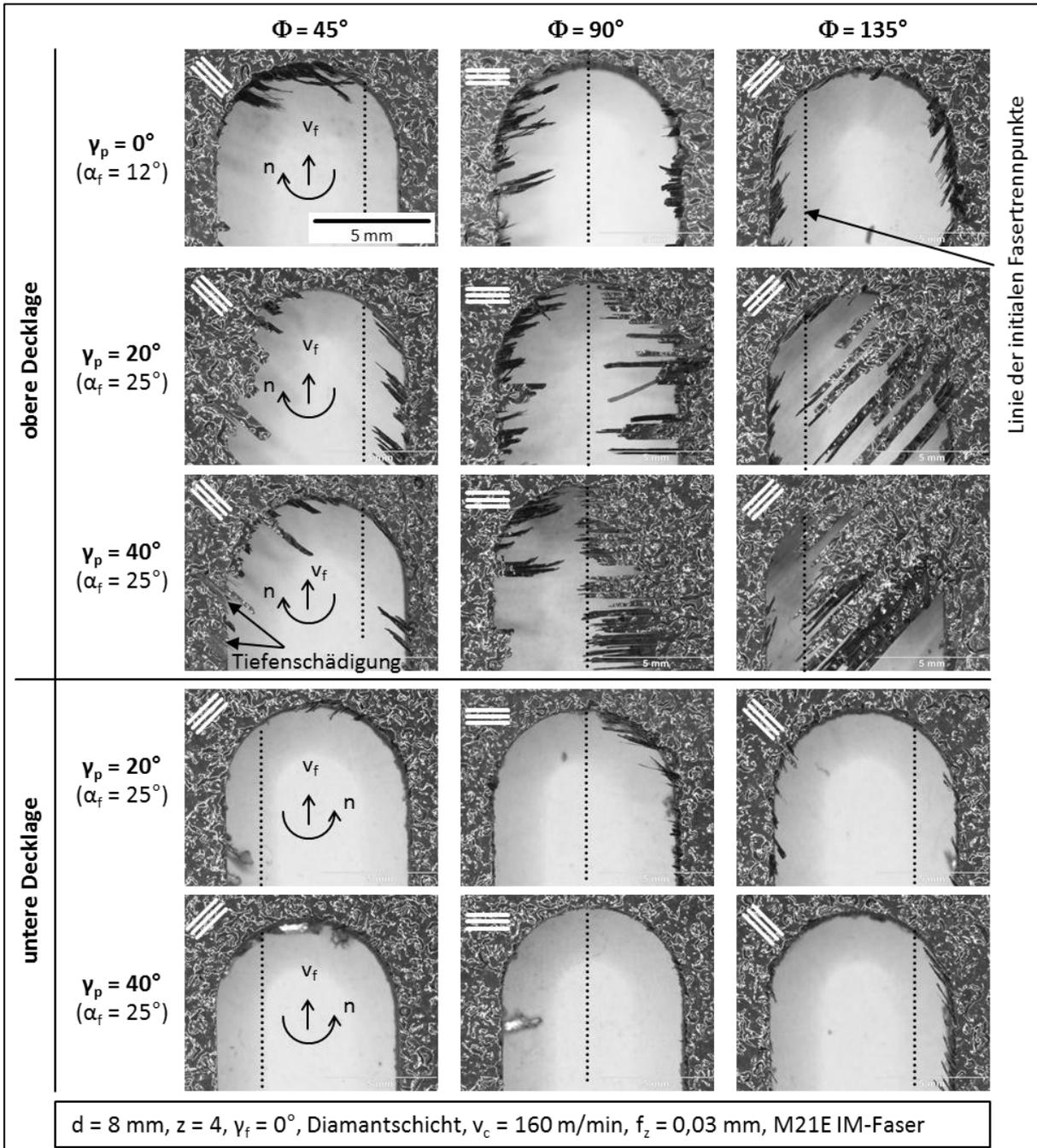


Abbildung 7.1: Schnittkanten bei den Faserorientierungswinkeln  $\Phi = 45^\circ, 90^\circ$  und  $135^\circ$  beim Fräsen mit verschiedenen Rückspanwinkeln  $\gamma_p = 0^\circ, 20^\circ$  und  $40^\circ$  an oberer und unterer Decklage

Es wurden drei Werkzeuge mit unterschiedlichen Rückspanwinkeln  $\gamma_p = 0^\circ$ ,  $20^\circ$  und  $40^\circ$  eingesetzt. Aus diesem Grund wird für die Werkzeuge mit  $\gamma_p > 0^\circ$  zusätzlich die Schnittqualität der unteren Decklage gezeigt. Zudem ist der aus Kapitel 4.2 bekannte Verlauf der Linie der initialen Fasertrennpunkte von Fräser und Faser mit Hilfe gestrichelter Linien eingezeichnet. Bei allen Versuchen wurde das Werkzeug nach dem Erreichen der Nutspitze durch Umkehr der Vorschubrichtung auf demselben Weg rückwärts aus der Nut gefahren. Hierdurch kann nicht ausgeschlossen werden, dass bereits existierende längere Faserüberstände an den geraden Schnittkanten der Nut beim Rückzug abgeschert worden sind.

An der oberen Decklage nehmen die Faserüberstände mit größerem Rückspanwinkel zu, wobei insbesondere bei dem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ$  und dem Rückspanwinkel  $\gamma_p = 40^\circ$  an der Gegenlaufseite eine starke Tiefenschädigung zu erkennen ist. Die geringsten Faserüberstände sind bei dem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ$  bei allen Rückspanwinkeln zu sehen. An der unteren Decklage treten bei einem Rückspanwinkel von  $\gamma_p = 40^\circ$  außer beim Faserorientierungswinkel  $\Phi = 135^\circ$  nahezu keine Faserüberstände mehr auf. Dies ist auf das Ausweichverhalten der Fasern zurückzuführen, die bei einem Fasertrennwinkel im Bereich zwischen  $90^\circ < \theta < 180^\circ$  in der Lamineebene ausweichen [Hin13] und somit einer Schneide mit Rückspanwinkel  $\gamma_p > 0^\circ$  ausweichen können. Die in Abbildung 7.1 gezeigten Schnittqualitäten für ungeneigte Werkzeuge stimmen mit dem Stand der Erkenntnisse zur Entstehung und Ausbreitung von Delamination überein (siehe Kapitel 2.3).

Bei den Versuchen wurden die Werkzeuge nach dem Erreichen der Nutspitze durch Richtungs- umkehr der Vorschubbewegung aus der Nut verfahren. Es gilt daher zu berücksichtigen, dass bereits in die Nut reichende Faserüberstände abgetrennt worden sein können. Neue Faserüberstände hingegen können nicht entstanden sein.

In Abbildung 7.2 sind die Verläufe der geometrischen Fasertrennvektoren  $\vec{\theta}_{geo}$  sowie des kinematischen Fasertrennvektors  $\vec{\theta}_{kin}$  über dem Eingriffswinkel  $\varphi$  der drei ungeneigten Werkzeuge mit den Rückspanwinkel  $\gamma_p = 0^\circ$ ,  $20^\circ$  und  $40^\circ$  für den Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$  an der oberen Decklage aufgezeigt. Bei dem Rückspanwinkel  $\gamma_p = 0^\circ$  steht die Schneide hierbei immer senkrecht ( $\theta_{geo,\perp 1}$ ) zur Faser und zeigt aus der Lamineebene hinaus. Mit größerem Rückspanwinkel sinkt dieser Anteil. Die Faserrichtungsanteile parallel ( $\theta_{geo,\parallel}$ ) und senkrecht ( $\theta_{geo,\perp 2}$ ) in der Lamineebene variieren über dem Eingriffswinkel. Der kinematische Fasertrennvektor  $\vec{\theta}_{kin}$  ist bei allen Rückspanwinkeln über dem Eingriffswinkel identisch, da die rotierende Werkzeugachse senkrecht zur Lamineebene steht und die Vorschubbewegung in der Lamineebene liegt.

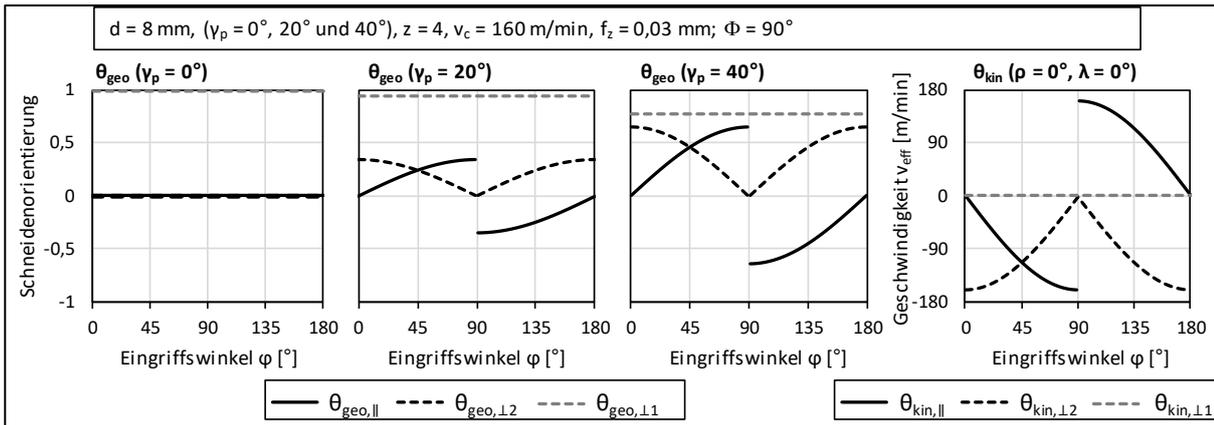


Abbildung 7.2: Geometrischer und kinematischer Fasertrennvektor bei dem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$  für die Rückspanwinkel  $\gamma_p = 0^\circ, 20^\circ$  und  $40^\circ$  an der oberen Decklage

Nachfolgend wird die Schnittqualität bei unterschiedlichen Werkzeugneigungen gezeigt und mit den jeweiligen Koordinaten der Fasertrennvektoren verglichen und deren Einfluss diskutiert. Dabei wird nur die Kantenqualität der oberen Decklage analysiert. Bei der Bewertung werden ggf. von der unteren Decklage herrührende unscharf erscheinende Überstände ausgeschlossen.

### 7.1 Fräsen mit Sturzwinkel $\rho$ beim Rückspanwinkel $\gamma_p = 0^\circ$

Die Schnittqualität beim Fräsen mit positivem und negativem Sturzwinkel  $\rho$  wurde für die Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ, 90^\circ$  und  $135^\circ$  untersucht. Die jeweils erzielte Schnittqualität der oberen Decklage wird mit den für  $\rho = 15^\circ$  und  $\rho = -15^\circ$  berechneten Koordinaten der Fasertrennvektoren  $\vec{\theta}_{geo}$  und  $\vec{\theta}_{kin}$  verglichen.

#### Ergebnisse beim Faserorientierungswinkel $\Phi = 45^\circ$

Die kürzesten Faserüberstände treten bei positivem Sturzwinkel an der Gegenlaufseite (grün markiert) sowie bei negativem Sturzwinkel an der Gleichlaufseite (blau markiert) auf (siehe Abbildung 7.3). Die längsten Faserüberstände sind bei negativem Sturzwinkel an der Gegenlaufseite zu erkennen (rot markiert), wobei diese mit größerem Sturzwinkel zunehmen. Der Vergleich mit dem Fräsen mit ungeneigtem Werkzeug bei  $\Phi = 45^\circ$  zeigt, dass die höhere Schnittqualität an der Gleichlaufseite bei einem negativen Sturzwinkel erhalten bleibt, vergleiche hierzu das Fräsergebnis bei ungeneigtem Werkzeug in Abbildung 7.1.

Bei einem Wechsel vom positiven zum negativen Sturzwinkel ändern sich die drei Koordinaten Schneidenorientierung parallel zur Faser  $\theta_{geo,||}$ , Schneidenorientierung senkrecht zur Faser in der Laminebene  $\theta_{geo,\perp 2}$  sowie die Geschwindigkeit normal zur Laminebene  $\theta_{kin,\perp 1}$  (siehe Abbildung 7.3).

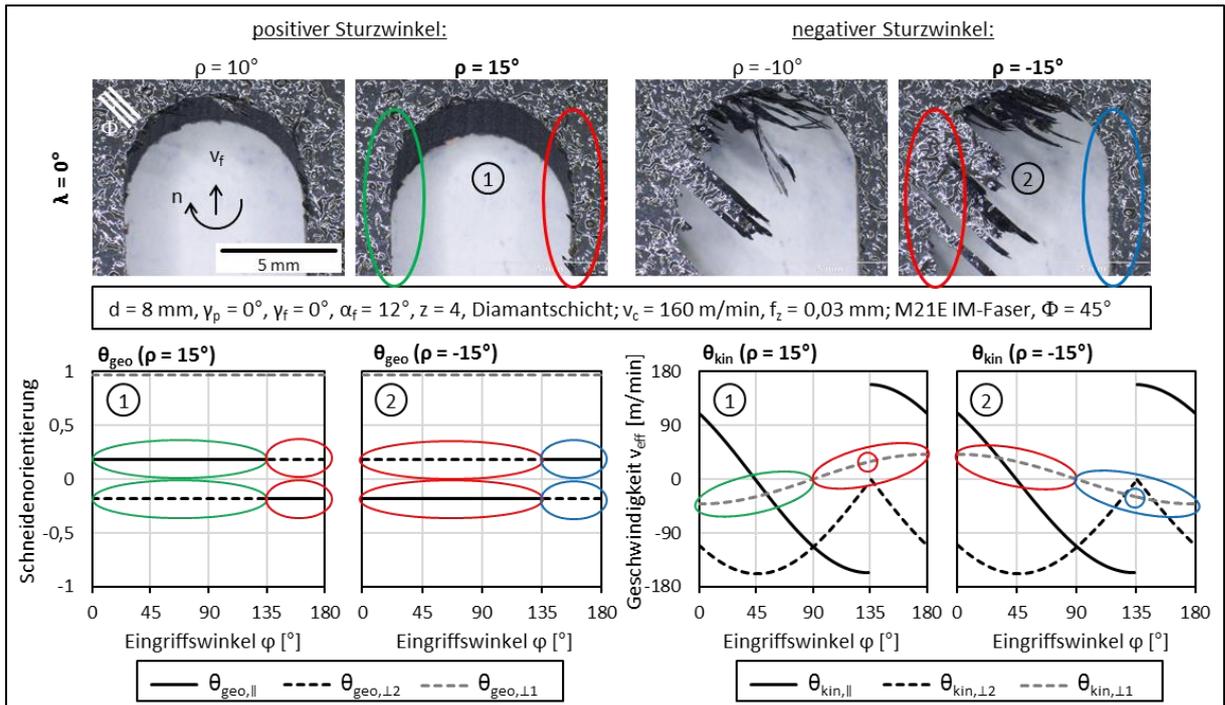


Abbildung 7.3: Schnitkanten der oberen Decklage beim Fräsen mit verschiedenen Sturzwinkeln  $\rho$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren für  $\rho = 15^\circ$  und  $\rho = -15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ$

Bei dem positiven Sturzwinkel  $\rho = 15^\circ$  stimmen die geringsten Faserüberstände an der Gegenlaufseite ( $\varphi = 0^\circ$ ) im Eingriffswinkelbereich  $0^\circ < \varphi < 135^\circ$  mit einer positiven Koordinate  $\theta_{\text{geo},\parallel}$  und einer negativen Koordinate  $\theta_{\text{geo},\perp,2}$  überein (grün markiert). Der gleiche Effekt zeigt sich im Eingriffswinkelbereich  $0^\circ < \varphi < 90^\circ$  für eine negative Koordinate  $\theta_{\text{kin},\perp,1}$ , wobei der geringste Wert bei  $\varphi = 0$  erreicht wird.

Bei dem negativen Sturzwinkel  $\rho = -15^\circ$  werden die kürzesten Faserüberstände ebenfalls bei einer positiven Koordinate  $\theta_{\text{geo},\parallel}$  und einer negativen Koordinate  $\theta_{\text{geo},\perp,2}$  im Bereich  $135^\circ < \varphi < 180^\circ$  sowie für eine negative Koordinate  $\theta_{\text{kin},\perp,1}$  im Eingriffswinkelbereich  $90^\circ < \varphi < 180^\circ$  erzielt (blau markiert). In diesem Fall treten die kürzesten Faserüberstände aufgrund der im Vergleich zum positiven Sturzwinkel veränderten Eingriffswinkelbereiche an der Gleichlaufseite ( $\varphi = 180^\circ$ ) auf.

Beim positiven Sturzwinkel zeigt die Schnitttrichtung beim initialen Fasertrennpunkt bei einem Eingriffswinkel von  $\varphi = 135^\circ$  aus der Laminebene hinaus. Die Koordinate  $\theta_{\text{kin},\perp,1}$  ist an dieser Stelle positiv (rot markiert). Beim negativen Sturzwinkel zeigt die Schnitttrichtung in die Laminebene hinein. Die Koordinate  $\theta_{\text{kin},\perp,1}$  ist am initialen Kontaktpunkt negativ und bleibt über dem weiteren Eingriffswinkel bis zum Erreichen der Gleichlaufseite negativ (blau markiert).

Erkenntnis: Bei einem Faserorientierungswinkel von  $\Phi = 45^\circ$  werden die geringsten Faserüberstände erzielt, wenn an der Schnittkante die Koordinate  $\theta_{\text{geo},\parallel}$  positive Werte und die Koordinaten  $\theta_{\text{geo},\perp,2}$  sowie  $\theta_{\text{kin},\perp,1}$  negative Werte annehmen. Außerdem muss die Schnitttrichtung am initialen Trennpunkt in die Laminebene zeigen ( $\theta_{\text{kin},\perp,1} < 0$ ), da hierdurch der Entstehung

und Ausbreitung von Delamination entgegen gewirkt wird. Die längsten Faserüberstände entstehen hingegen bei positiven Werten von  $\theta_{geo,\perp 2}$  und  $\theta_{kin,\perp 1}$  sowie bei negativen Werten von  $\theta_{geo,\parallel}$  an der Schnittkante.

**Ergebnisse beim Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$**

In Abbildung 7.4 sind an den Schnittkanten bei allen Sturzwinkeln Faserüberstände zu erkennen. Mit größerem positivem Sturzwinkel nehmen die Faserüberstände an der Gleichlaufseite zu und an der Gegenlaufseite geringfügig ab. Beim negativen Sturzwinkel nehmen die Überstände an der Gegenlaufseite stark zu und bleiben auf der Gleichlaufseite nahezu unverändert.

Beim Wechsel vom positiven zum negativen Sturzwinkel ändern sich die zwei Koordinaten Schneidenorientierung senkrecht zur Faser in der Laminebene  $\theta_{geo,\perp 2}$  und die Geschwindigkeit normal zur Laminebene  $\theta_{kin,\perp 1}$  (siehe Abbildung 7.4).

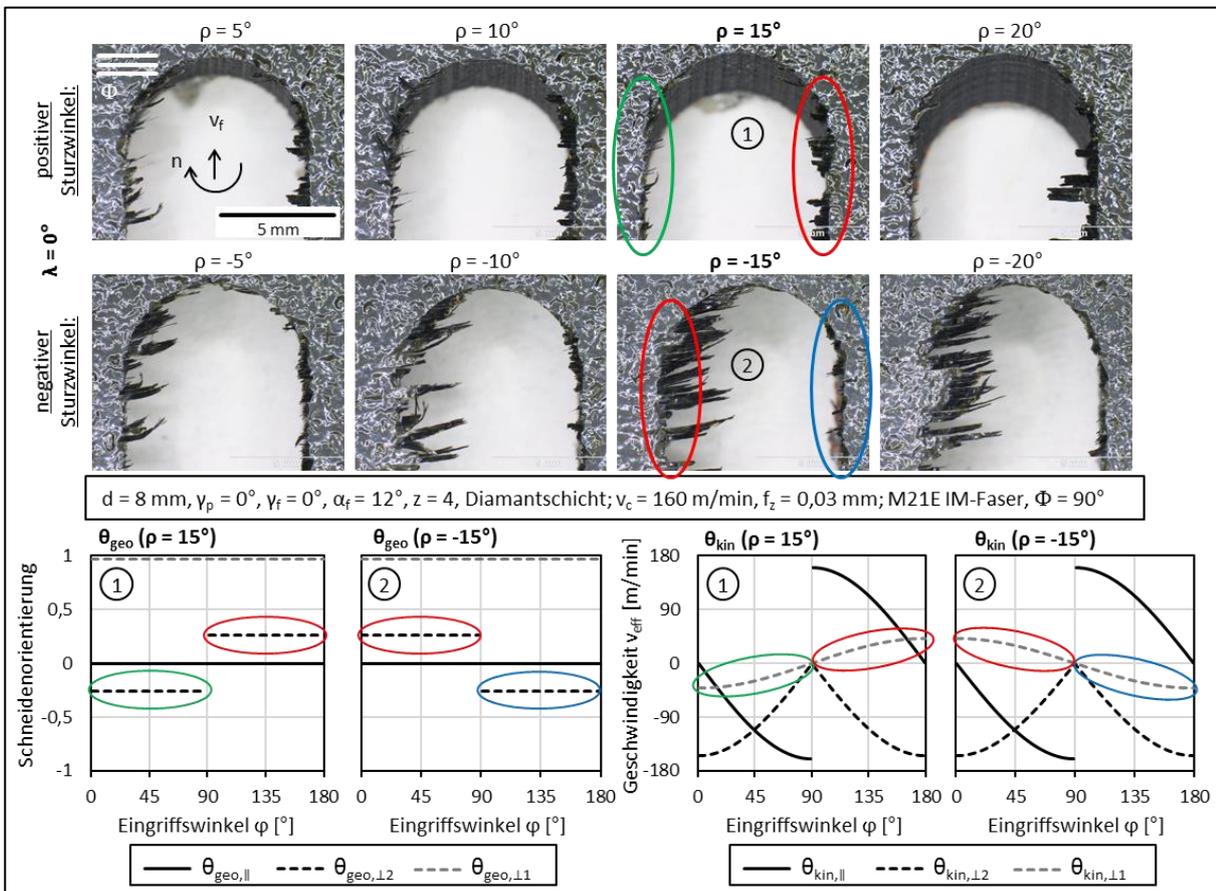


Abbildung 7.4: Schnittkanten der oberen Deckschicht beim Fräsen mit verschiedenen Sturzwinkeln  $\rho$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren für  $\rho = 15^\circ$  und  $\rho = -15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$

Hierbei führen negative Werte der Koordinaten  $\theta_{geo,\perp 2}$  und  $\theta_{kin,\perp 1}$  im Eingriffswinkelbereich  $0^\circ < \varphi < 90^\circ$  für  $\rho = 15^\circ$  (grün markiert) und  $90^\circ < \varphi < 180^\circ$  für  $\rho = -15^\circ$  (blau markiert) zu kürzeren Faserüberständen. Positive Werte von  $\theta_{geo,\perp 2}$  und  $\theta_{kin,\perp 1}$  an der Schnittkante führen bei positivem und negativem Sturzwinkel zu längeren Faserüberständen (rot markiert).

Beim Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$  liegt der initiale Trennpunkt beim Eingriffswinkel  $\varphi = 90^\circ$ . Sowohl bei negativem als auch bei positivem Sturzwinkel liegt die Schnittrichtung an dieser Stelle in der Laminebene ( $\theta_{kin,\perp 1} = 0$ ).

Erkenntnis: Bei einem Faserorientierungswinkel von  $\Phi = 90^\circ$  werden die geringsten Faserüberstände erzielt, wenn die Koordinaten  $\theta_{geo,\perp 2}$  und  $\theta_{kin,\perp 1}$  an der Schnittkante negative Werte annehmen. Bei positiven Werten von  $\theta_{geo,\perp 2}$  und  $\theta_{kin,\perp 1}$  sind längere Faserüberstände sichtbar.

### Ergebnisse beim Faserorientierungswinkel $\Phi = 135^\circ$

In Abbildung 7.5 sind an allen Schnittkanten Faserüberstände zu erkennen, die bei positivem Sturzwinkel kürzer als bei negativem sind. Die Erhöhung des Sturzwinkels hat bei positiver Neigung nahezu keinen Effekt. Bei negativer Neigung ist ein deutlicher Längenzuwachs der Faserüberstände in der Nutzspitze zu erkennen (mit rotem Balken markiert), an der endgültigen Kante der Gleichlaufseite sind die Faserüberstände jedoch deutlich kürzer (blau markiert). Eine mögliche Ursache hierfür ist die am Anfang des Kapitels erwähnte Rückfahrbewegung des Werkzeuges nach Erreichen der Nutzspitze, die zum Abscheren der bereits existierenden Faserüberstände geführt hat.

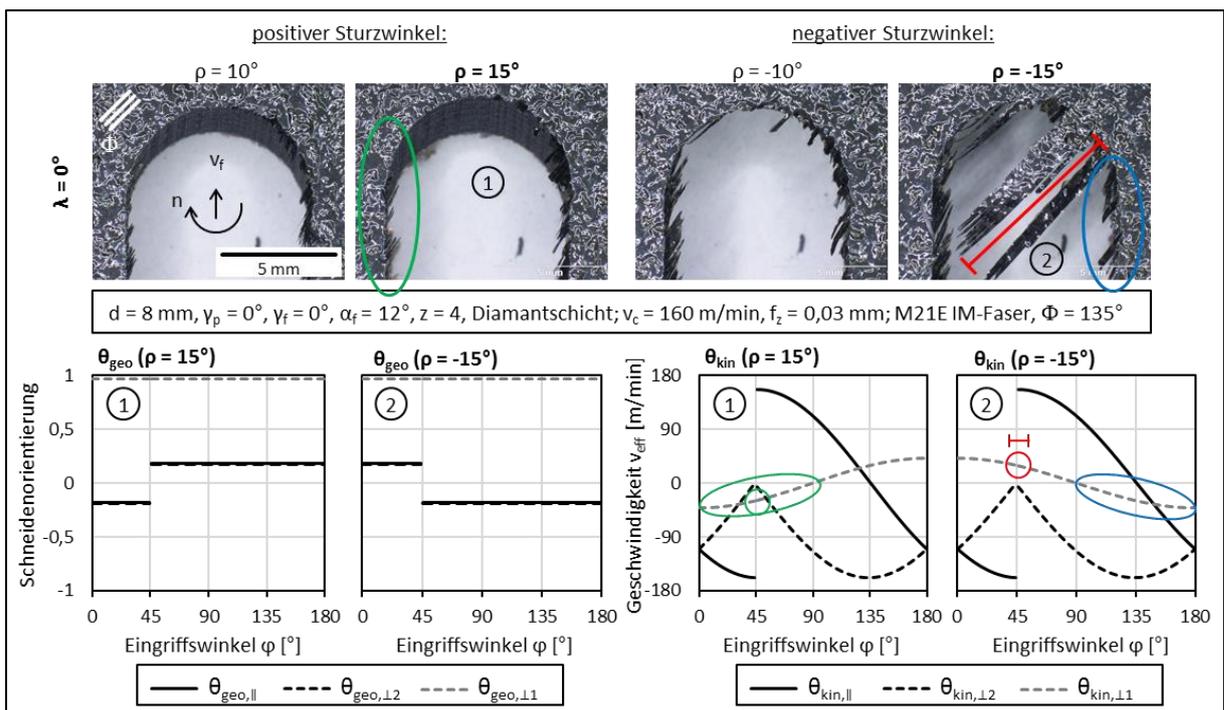


Abbildung 7.5: Schnitkanten der oberen Decklage beim Fräsen mit verschiedenen Sturzwinkeln  $\rho$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren für  $\rho = 15^\circ$  und  $\rho = -15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 135^\circ$

Bei einem Wechsel vom positiven zum negativen Sturzwinkel ändern sich die drei Koordinaten Schneidenorientierung parallel zur Faser  $\theta_{geo,\parallel}$ , Schneidenorientierung senkrecht zur Faser in der Laminebene  $\theta_{geo,\perp 2}$  sowie die Geschwindigkeit normal zur Laminebene  $\theta_{kin,\perp 1}$  (siehe Abbildung 7.5). Die Werte der Koordinaten  $\theta_{geo,\parallel}$  und  $\theta_{geo,\perp 2}$  sind bei positivem und negativem Sturzwinkel identisch. Aus diesem Grund lässt sich deren Einfluss auf die erzielte Schnittqualität an dieser Stelle nicht ermitteln.

Bei positivem Sturzwinkel liegen tendenziell kürzere Faserüberstände an der Gegenlaufseite ( $\varphi = 0^\circ$ ) vor. An dieser Schnittkante sowie am initialen Trennpunkt bei  $\varphi = 45^\circ$  zeigt die Schnittrichtung ins Material  $\theta_{kin,\perp 1} < 0$  (grün markiert).

Bei negativem Sturzwinkel ist die Koordinate  $\theta_{kin,\perp 1}$  an der Gleichlaufseite negativ und nimmt zudem hier ihren größten Wert an (blau markiert). Hierdurch lässt sich das Abtrennen bzw. Abscheren der zuvor aus der Nutspitze lang in die Fräsbahn ragenden temporären Faserüberstände an der Schnittkante erklären. Die langen Faserüberstände in der Nutspitze lassen sich auf die aus der Laminebene zeigende Schnittrichtung ( $\theta_{kin,\perp 1} > 0$ ) am initialen Trennpunkt zurückführen (rot markiert), der beim Eingriffswinkel  $\varphi = 45^\circ$  liegt.

Der Vergleich mit dem Fräsen mit ungeneigtem Werkzeug zeigt, dass die Variation des Sturzwinkels im Bereich  $-15^\circ \leq \rho \leq 15^\circ$  weder an der Gegen- noch an der Gleichlaufseite zu einer Erhöhung der Schnittqualität führt, vergleiche Abbildung 7.1.

**Erkenntnis:** Die kürzesten Faserüberstände werden durch eine in die Laminebene zeigende Schnittrichtung ( $\theta_{kin,\perp 1} < 0$ ) am initialen Trennpunkt und an der Schnittkante erzielt. Die Entstehung langer Faserüberstände wird durch einen positiven Wert der Koordinate  $\theta_{kin,\perp 1}$  am initialen Trennpunkt begünstigt.

### Zusammenfassung der Ergebnisse des Fräsens mit Sturzwinkel $\rho$

Das Fräsen mit positivem Sturzwinkel führt an der oberen Decklage tendenziell zu einer höheren Schnittqualität der Gegenlaufseite, wohingegen ein negativer Sturzwinkel die Schnittqualität der Gleichlaufseite verbessert. In Tabelle 7.1 sind die Erkenntnisse für die Vorzeichen der Koordinaten  $\theta_{geo,\parallel}$ ,  $\theta_{geo,\perp 2}$  und  $\theta_{kin,\perp 1}$  der geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren  $\vec{\theta}_{geo}$  und  $\vec{\theta}_{kin}$  an der Schnittkante sowie am initialen Trennpunkt zusammengefasst, die zu geringen Faserüberständen durch das Fräsen im Bereich der gewählten Sturzwinkel  $\rho$  führen.

Tabelle 7.1: Vorzeichen der Koordinaten der geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren  $\vec{\theta}_{geo}$  und  $\vec{\theta}_{kin}$ , aus denen geringe Faserüberstände für das Fräsen mit Sturzwinkel  $\rho$  resultieren (o: keine Aussage)

	an der Schnittkante (gültig an Gegen-/Gleichlaufseite)			am initialen Trennpunkt
	$\theta_{geo,\parallel}$	$\theta_{geo,\perp 2}$	$\theta_{kin,\perp 1}$	$\theta_{kin,\perp 1}$
$\Phi = 45^\circ$	+	-	-	-
$\Phi = 90^\circ$	o	-	-	o
$\Phi = 135^\circ$	o	o	-	-

Für jeweils entgegengesetzte Vorzeichen der in Tabelle 7.1 angegebenen Koordinaten sind in den Versuchen längere Faserüberstände aufgetreten.

Der Einfluss des Sturzwinkels auf die Minimierung der Faserüberstände hängt vom jeweiligen Faserorientierungswinkel  $\Phi$  ab. Insgesamt gesehen führen diejenigen Sturzwinkel  $\rho$  zu gerin-

gen Faserüberständen, bei denen die Schneide über der zu schneidenden Faser liegt und hierbei einen Anteil senkrecht zur Faserachse aufweist. Zudem muss die Schnittrichtung am initialen Trennpunkt sowie an der Schnittkante ins Material gerichtet sein.

## 7.2 Fräsen mit Seitenwinkel $\lambda$ beim Rückspanwinkel $\gamma_p = 0^\circ$

Die Schnittqualität beim Fräsen mit positivem und negativem Seitenwinkel  $\lambda$  wurde für die Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ, 90^\circ$  und  $135^\circ$  untersucht. Die jeweils erzielte Schnittqualität der oberen Decklage wird mit den für  $\lambda = 15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  berechneten Koordinaten der Fasertrennvektoren  $\vec{\theta}_{geo}$  und  $\vec{\theta}_{kin}$  verglichen.

### Ergebnisse beim Faserorientierungswinkel $\Phi = 45^\circ$

In Abbildung 7.6 ist zu erkennen, dass bei den positiven Seitenwinkeln  $\lambda = 10^\circ$  sowie  $\lambda = 15^\circ$  an der Gleichlaufseite keine Faserüberstände vorliegen (grün markiert). An der Gegenlaufseite treten dagegen Faserüberstände auf.

Bei dem negativen Seitenwinkel  $\lambda = -15^\circ$  treten an der Gegenlaufseite keine Faserüberstände auf (blau markiert). In der Nutspitze sind im Eingriffswinkelbereich  $45^\circ < \varphi < 90^\circ$  lange Faserüberstände zu erkennen (mit rotem Balken markiert), die sich jedoch nicht bis an die endgültige Gegenlaufseite fortsetzen. Bei dem Seitenwinkel  $\lambda = -10^\circ$  sind an der Gegenlaufseite Tiefenschädigungen zu erkennen (mit roten Pfeilen markiert), die auf diese langen Faserüberstände zurückzuführen sind.

Bei einem Wechsel vom positiven zum negativen Seitenwinkel ändern sich die drei Koordinaten Schneidenorientierung parallel zur Faser  $\theta_{geo,\parallel}$ , Schneidenorientierung senkrecht zur Faser in der Laminebene  $\theta_{geo,\perp 2}$  sowie die Geschwindigkeit normal zur Laminebene  $\theta_{kin,\perp 1}$  (siehe Abbildung 7.6). Die Werte der Koordinaten  $\theta_{geo,\parallel}$  und  $\theta_{geo,\perp 2}$  sind bei positivem und negativem Seitenwinkel identisch. Aus diesem Grund lässt sich deren Einfluss auf die erzielte Schnittqualität an dieser Stelle nicht ermitteln.

Beim positiven Seitenwinkel  $\lambda = 15^\circ$  korrespondiert die hohe Schnittqualität der Gleichlaufseite ( $\varphi = 180^\circ$ ) mit einem negativen Wert von  $\theta_{kin,\perp 1}$  über dem gesamten Eingriffswinkelbereich (grün markiert). Zudem zeigt die Schnittrichtung am initialen Fasertrennpunkt bei  $\varphi = 135^\circ$  in die Laminebene ( $\theta_{kin,\perp 1} < 0$ ), wodurch die hohe Schnittqualität an der Gleichlaufseite erklärt werden kann (grün markiert).

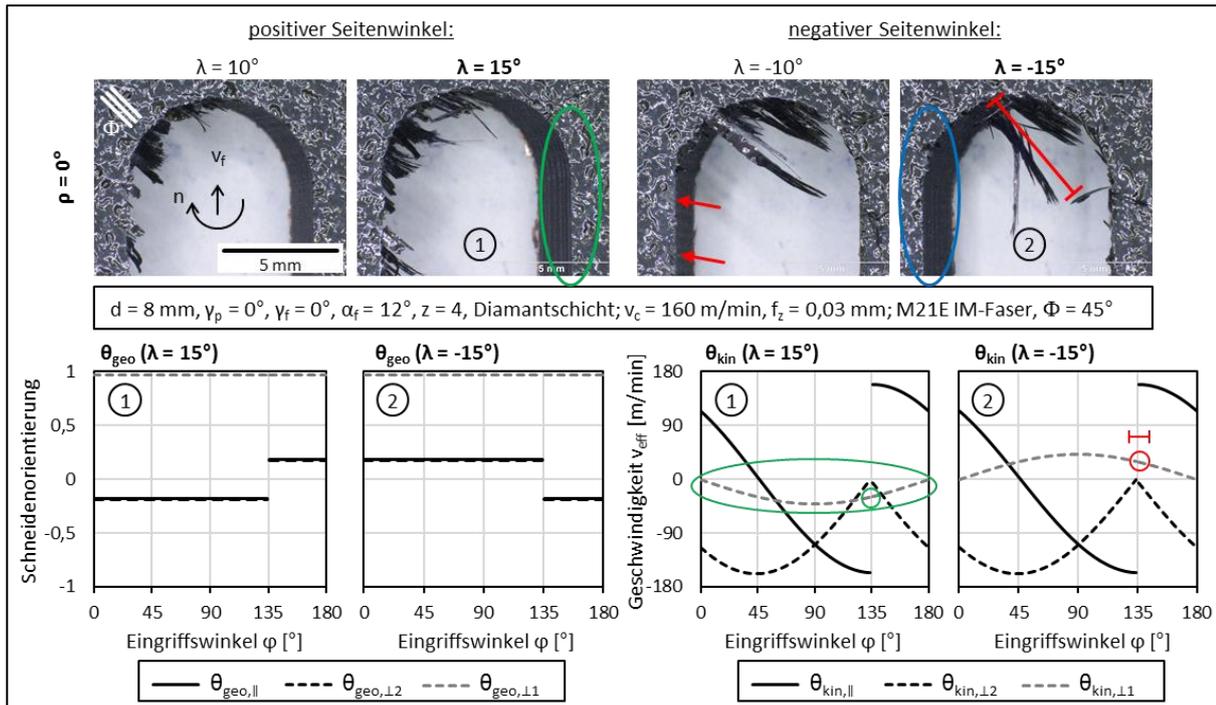


Abbildung 7.6: Schnittkanten der oberen Decklage beim Fräsen mit verschiedenen Seitenwinkeln  $\lambda$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren für  $\lambda = 15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ$

Beim negativen Seitenwinkel  $\lambda = -15^\circ$  zeigt die Schnittrichtung am initialen Trennpunkt aus der Laminebene heraus ( $\theta_{kin,\perp 1} > 0$ ) (rot markiert). Hierdurch kann die Länge der Faserüberstände in der Nutspitze erklärt werden. Die Fasertrennvektoren liefern jedoch keinen Anhaltspunkt, warum die Ausbreitung bei größerem Betrag des Seitenwinkels bis an die Gegenlaufseite gestoppt wird.

Im Vergleich zum Fräsen mit ungeneigten Werkzeug zeigt sich, dass mit einem positiven Seitenwinkel die höhere Schnittqualität an der Gleichlaufseite erhalten bleibt (siehe Abbildung 7.1).

**Erkenntnis:** Die geringsten Faserüberstände konnten einer ins Material gerichteten Schnittrichtung am initialen Trennpunkt ( $\theta_{kin,\perp 1} < 0$ ) sowie über dem gesamten Eingriffsbogen zugeordnet werden. Die hohe Schnittqualität der Gegenlaufseite bei  $\lambda = -15^\circ$  konnte nicht durch die Fasertrennvektoren erklärt werden.

### Ergebnisse beim Faserorientierungswinkel $\Phi = 90^\circ$

Die geringsten Faserüberstände werden bei positiven Seitenwinkeln an der Gleichlaufseite erzielt (grün markiert) (siehe Abbildung 7.7). Bei negativem Seitenwinkel sind die geringsten Faserüberstände an der Gegenlaufseite zu erkennen (blau markiert). Mit größerem Seitenwinkel nehmen die Faserüberstände in beiden Fällen ab und werden bei  $\lambda = 20^\circ$  vollständig verhindert. Die längsten Faserüberstände finden sich bei negativem Seitenwinkel an der Gleichlaufseite (mit rotem Balken markiert). Sie nehmen mit größerem Seitenwinkel zu.

Im Vergleich zum Fräsen mit ungeneigtem Werkzeug zeigt sich, dass mit einem positiven Seitenwinkel die höhere Schnittqualität ebenfalls an der Gleichlaufseite auftritt und zudem kürzere Faserüberstände vorliegen, vergleiche Abbildung 7.1.

Bei einem Wechsel vom positiven zum negativen Seitenwinkel verändern sich die zwei Koordinaten Schneidenorientierung parallel zur Faser  $\theta_{geo,\parallel}$  und die Schnittrichtung normal zur Laminebene  $\theta_{kin,\perp 1}$  (siehe Abbildung 7.7).

Ein positiver Wert der Koordinate  $\theta_{geo,\parallel}$  führt sowohl beim positiven Seitenwinkel  $\lambda = 15^\circ$  an der Gleichlaufseite ( $\varphi = 180^\circ$ ) als auch beim negativen Seitenwinkel  $\lambda = -15^\circ$  an der Gegenlaufseite ( $\varphi = 0^\circ$ ) zu geringen Faserüberständen (grün und blau markiert). Die Koordinate  $\theta_{kin,\perp 1}$  ist bei positivem Seitenwinkel über dem gesamten Eingriffswinkelbereich negativ. Bei negativem Seitenwinkel ist sie dagegen positiv.

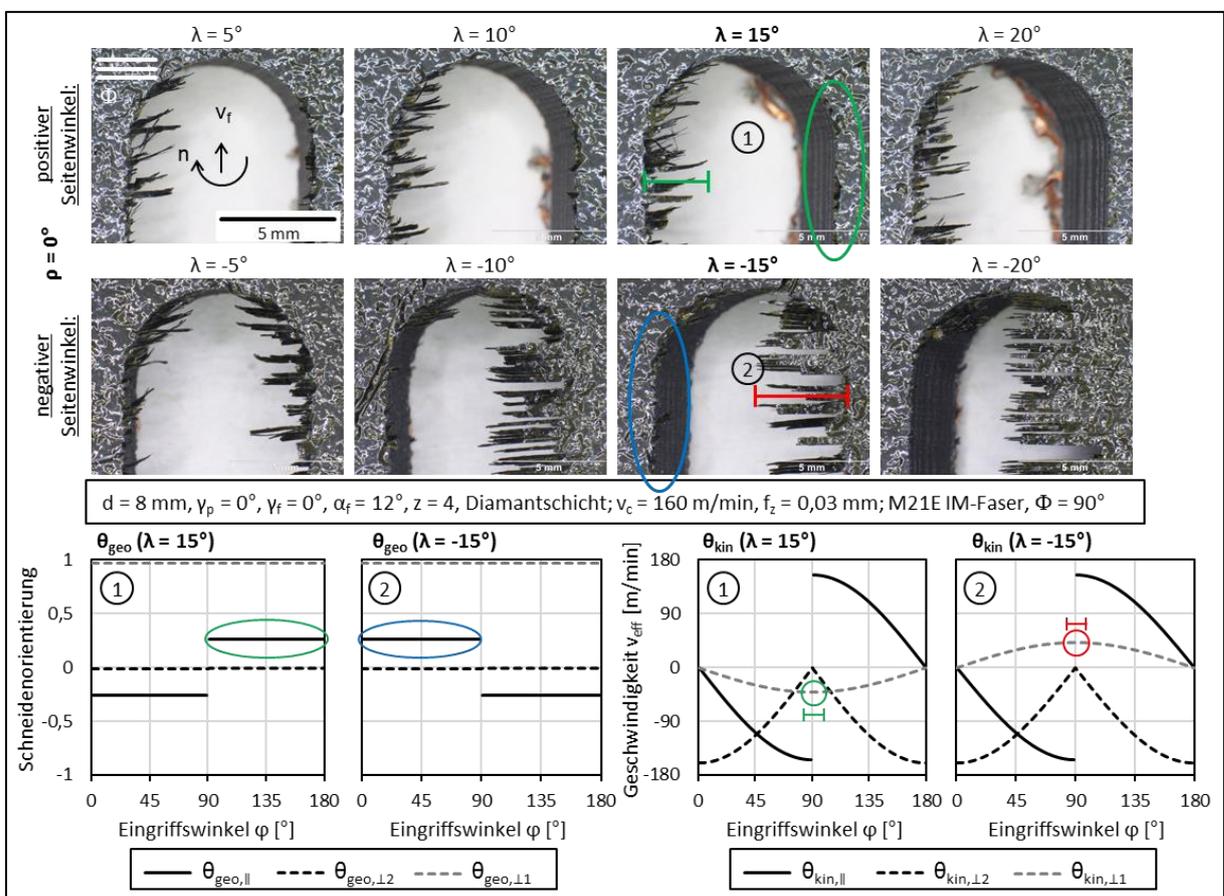


Abbildung 7.7: Schnittkanten der oberen Decklage beim Fräsen mit verschiedenen Seitenwinkeln  $\lambda$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren  $\lambda = 15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$

Beim positiven Seitenwinkel  $\lambda = 15^\circ$  ist der Wert von  $\theta_{kin,\perp 1}$  am initialen Trennpunkt beim Eingriffswinkel  $\varphi = 90^\circ$  negativ (grün markiert), wodurch die hohe Schnittqualität an der Gleichlaufseite erklärt werden kann. Beim negativen Seitenwinkel  $\lambda = -15^\circ$  zeigt die Schnittrichtung am initialen Trennpunkt aus der Laminebene heraus ( $\theta_{kin,\perp 1} > 0$ ) (rot markiert) und ist über dem gesamten Eingriffsbereich positiv. Hierdurch können die langen Faserüberstände an der Gleichlaufseite bei größerer Neigung erklärt werden.

**Erkenntnis:** Die geringsten Faserüberstände liegen bei einer positiven Koordinate  $\theta_{geo,||}$  an der Schnittkante vor. Bei negativen Werten von  $\theta_{geo,||}$  sind die Faserüberstände hingegen länger. Durch eine in die Laminalebene zeigende Schnittrichtung ( $\theta_{kin,L1} < 0$ ) am initialen Trennpunkt werden geringere Faserüberstände erzielt.

**Ergebnisse beim Faserorientierungswinkel  $\Phi = 135^\circ$**

In Abbildung 7.8 ist zu erkennen, dass die geringsten Faserüberstände bei positiven Seitenwinkeln an der Gleichlaufseite erzielt werden (grün markiert). Bei negativem Seitenwinkel sind die geringsten Faserüberstände an der Gegenlaufseite zu erkennen (blau markiert). Mit größerem Neigungswinkel nehmen die Faserüberstände bei positivem wie negativem Seitenwinkel ab.

Die größten Faserüberstände finden sich bei negativem Seitenwinkel an der Gleichlaufseite (mit rotem Balken markiert). Sie nehmen mit zunehmender Neigung deutlich zu. Der Vergleich mit dem Fräsen mit ungeneigtem Werkzeug zeigt, dass durch Variation des Seitenwinkels im Bereich  $-15^\circ \leq \lambda \leq -10^\circ$  an der Gegenlaufseite sowie bei  $10^\circ \leq \lambda \leq 15^\circ$  an der Gleichlaufseite eine höhere Schnittqualität erreicht werden kann (siehe Abbildung 7.1).

Bei einem Wechsel vom positiven zum negativen Seitenwinkel ändern sich die drei Koordinaten Schneidenorientierung parallel zur Faser  $\theta_{geo,||}$ , Schneidenorientierung senkrecht zur Faser in der Laminalebene  $\theta_{geo,L2}$  sowie die Geschwindigkeit normal zur Laminalebene  $\theta_{kin,L1}$  (siehe Abbildung 7.8).

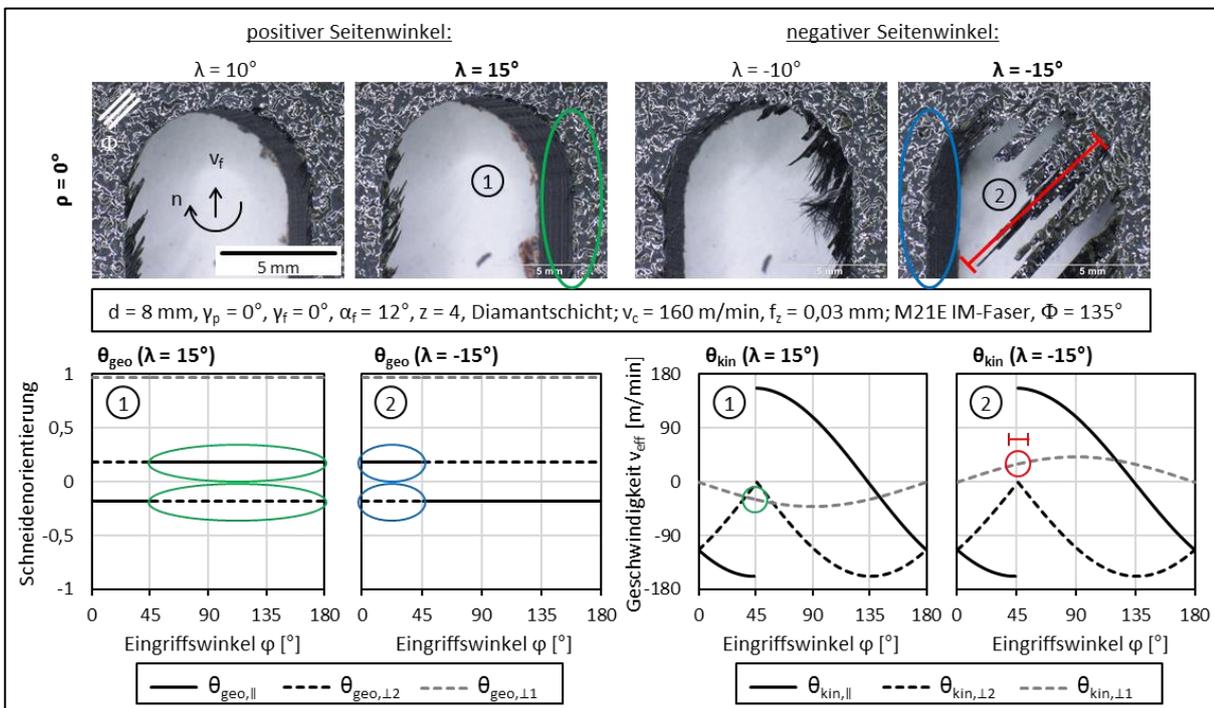


Abbildung 7.8: Schnittkanten der oberen Decklage beim Fräsen mit verschiedenen Seitenwinkeln  $\lambda$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren für  $\lambda = 15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 135^\circ$

Ein positiver Wert der Koordinate  $\theta_{geo,||}$  sowie ein negativer Wert von  $\theta_{geo,L2}$  führen sowohl beim positiven Seitenwinkel  $\lambda = 15^\circ$  (grün markiert) an der Gleichlaufseite ( $\varphi = 180^\circ$ ) als auch

beim negativen Seitenwinkel  $\lambda = -15^\circ$  (blau markiert) an der Gegenlaufseite ( $\varphi = 0^\circ$ ) zu geringen Faserüberständen. Die Schnittrichtung zeigt über dem gesamten Eingriffswinkelbereich bei positivem Seitenwinkel in die Laminebene hinein ( $\theta_{kin,\perp 1} < 0$ ) und bei negativem Seitenwinkel aus der Laminebene heraus ( $\theta_{kin,\perp 1} > 0$ ).

Beim positiven Seitenwinkel  $\lambda = 15^\circ$  zeigt die Schnittrichtung am initialen Fasertrennpunkt bei  $\varphi = 45^\circ$  in die Laminebene  $\theta_{kin,\perp 1} < 0$  (grün markiert). Im Gegensatz dazu zeigt die Schnittrichtung bei dem negativen Seitenwinkel  $\lambda = -15^\circ$  am initialen Trennpunkt aus der Laminebene heraus  $\theta_{kin,\perp 1} > 0$  (rot markiert), wodurch die langen Faserüberstände an der Gleichlaufseite erklärt werden können.

Erkenntnis: Die geringsten Faserüberstände liegen bei positiven Werten an der Schnittkante von  $\theta_{geo,\parallel}$  sowie negativen Werten von  $\theta_{geo,\perp 2}$  vor. Bei jeweils umgekehrten Vorzeichen der beiden Koordinaten sind lange Faserüberstände sichtbar. Eine in die Laminebene zeigende Schnittrichtung ( $\theta_{kin,\perp 1} < 0$ ) am initialen Trennpunkt führt zu geringeren Faserüberständen.

### Zusammenfassung der Ergebnisse des Fräsens mit Seitenwinkel $\lambda$

Das Fräsen mit positivem Seitenwinkel führt an der oberen Decklage tendenziell zu einer hohen Schnittqualität der Gleichlaufseite. Mit einem negativen Seitenwinkel erhöht sich die Schnittqualität der oberen Decklage der Gegenlaufseite. Hierbei ist für die drei untersuchten Faserorientierungswinkel die Schnittqualität der Gleichlaufseite bei positivem Seitenwinkel tendenziell am höchsten.

In Tabelle 7.2 sind die Erkenntnisse für die Vorzeichen der Koordinaten  $\theta_{geo,\parallel}$ ,  $\theta_{geo,\perp 2}$  und  $\theta_{kin,\perp 1}$  der geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren  $\vec{\theta}_{geo}$  und  $\vec{\theta}_{kin}$  an der Schnittkante sowie am initialen Trennpunkt zusammengefasst, die zu geringen Faserüberständen durch das Fräsen mit Seitenwinkel führen.

Tabelle 7.2: Vorzeichen der Koordinaten der geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren  $\vec{\theta}_{geo}$  und  $\vec{\theta}_{kin}$ , aus denen geringe Faserüberstände für das Fräsen mit Seitenwinkel  $\lambda$  resultieren (o: keine Aussage)

	an der Schnittkante (gültig an Gegen-/Gleichlaufseite)			am initialen Trennpunkt
	$\theta_{geo,\parallel}$	$\theta_{geo,\perp 2}$	$\theta_{kin,\perp 1}$	$\theta_{kin,\perp 1}$
$\Phi = 45^\circ$	o	o	o	-
$\Phi = 90^\circ$	+	o	o	-
$\Phi = 135^\circ$	+	-	o	-

Für jeweils entgegengesetzte Vorzeichen der in Tabelle 7.2 angegebenen Koordinaten sind in den Versuchen längere Faserüberstände aufgetreten.

Der Einfluss des Seitenwinkels  $\lambda$  auf die Minimierung der Faserüberstände ist abhängig vom vorliegenden Faserorientierungswinkel  $\Phi$ . Insgesamt werden geringe Faserüberstände mit Seitenwinkeln erzielt, bei denen die Schneide über der zu schneidenden Faser liegt und einen Anteil parallel zur Faserachse aufweist. Zudem muss die Schnittrichtung am initialen Trennpunkt ins Material zeigen.

### 7.3 Fräsen mit Sturzwinkel $\rho$ und Seitenwinkel $\lambda$ beim Rückspanwinkel $\varphi_p = 0^\circ$

Neben dem Faserorientierungswinkel  $\Phi$  werden die Koordinaten der geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren durch das Fräsen mit Sturzwinkel  $\rho$  oder Seitenwinkel  $\lambda$  verändert. Hierbei zeigt sich in beiden Fällen ein Zusammenhang zwischen kurzen Faserüberständen und den Koordinaten  $\theta_{geo,\parallel}$ ,  $\theta_{geo,\perp 2}$  und  $\theta_{kin,\perp 1}$ . So führt in beiden Fällen ein negativer Wert von  $\theta_{kin,\perp 1}$  am initialen Trennpunkt sowie an der Schnittkante zu den geringsten Faserüberständen. Ebenfalls führen positive Werte von  $\theta_{geo,\parallel}$  sowie negative Werte von  $\theta_{geo,\perp 2}$  zu geringen Faserüberständen. Geringe Faserüberstände werden folglich erzielt, wenn die Schneide über der zu trennenden Faser liegt und die Schnittrichtung ins Material zeigt. Die Koordinaten der Fasertrennvektoren müssen folglich folgende Bedingungen erfüllen:

- $\theta_{geo,\parallel} > 0$  an der Schnittkante (bei  $\varphi = 0^\circ/180^\circ$ ),
- $\theta_{geo,\perp 2} < 0$  an der Schnittkante (bei  $\varphi = 0^\circ/180^\circ$ ),
- $\theta_{kin,\perp 1} < 0$  an der Schnittkante (bei  $\varphi = 0^\circ/180^\circ$ ) und
- $\theta_{kin,\perp 1} < 0$  am initialen Trennpunkt der Faser (bei  $\varphi = 180^\circ - \Phi$ ).

Durch das Fräsen mit ausschließlich positivem Seitenwinkel  $\lambda$  oder positivem Sturzwinkel  $\rho$  lassen sich an der Gegenlaufseite abhängig vom Faserorientierungswinkel  $\Phi$  jeweils mindestens zwei der oben beschriebenen vier Bedingungen realisieren. An der Gleichlaufseite können durch einen negativen Sturzwinkel ebenfalls jeweils mindestens zwei der oben beschriebenen vier Bedingungen erfüllt werden. Die Einhaltung von zwei Bedingungen ist für eine gute Kante der oberen Decklage nicht ausreichend, wie beispielsweise in Abbildung 7.6 an der mit  $\lambda = 15^\circ$  bearbeiteten Gegenlaufseite ( $\theta_{kin,\perp 1} < 0$  am initialen Trennpunkt der Faser sowie  $\theta_{geo,\perp 2} < 0$  an der Schnittkante) zu erkennen ist.

Im Folgenden werden die Fräsergebnisse der vier Kombinationsmöglichkeiten von positivem und negativem Sturz- und Seitenwinkel bei den Faserorientierungswinkeln  $\Phi = 45^\circ$ ,  $90^\circ$  und  $135^\circ$  vorgestellt. Die jeweils erzielte Schnittqualität der oberen Decklage wird mit den berechneten Fasertrennvektoren  $\vec{\theta}_{geo}$  und  $\vec{\theta}_{kin}$  für die vier Neigungswinkelkombinationen ( $\rho = 15^\circ$ ,  $\lambda = 15^\circ$ ), ( $\rho = -15^\circ$ ,  $\lambda = 15^\circ$ ), ( $\rho = -15^\circ$ ,  $\lambda = -15^\circ$ ) und ( $\rho = 15^\circ$ ,  $\lambda = -15^\circ$ ) verglichen.

Des Weiteren wird die Schnittqualität an der simultan bearbeiteten unteren Decklage bei den Neigungswinkelkombinationen analysiert, bei denen das beste Schnittergebnis an Gleich- oder Gegenlaufseite erzielt wurde. An der unteren Decklage kehren sich die Vorzeichen der Vektorkoordinaten  $\theta_{geo,\parallel}$ ,  $\theta_{geo,\perp 2}$ ,  $\theta_{geo,\perp 1}$  sowie  $\theta_{kin,\perp 1}$  und  $\theta_{kin,\perp 2}$  beider Fasertrennvektoren im Vergleich zur oberen Decklage um.

#### Ergebnisse beim Faserorientierungswinkel $\Phi = 45^\circ$

Bei positivem Sturz- und Seitenwinkel wird sowohl an der Gleich- als auch an der Gegenlaufseite eine hohe Schnittqualität erzielt (blau markiert), wobei diese an der Gleichlaufseite tendenziell etwas höher ist (blau gestrichelt markiert) (siehe Abbildung 7.9).

Bei der doppelt positiven Kombination  $\rho = 15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  sind an der Gegenlaufseite ( $\varphi = 0^\circ$ ) mit  $\theta_{geo,\perp 2} < 0$  und  $\theta_{kin,\perp 1} < 0$  an der Schnittkante (blau markiert) zwei der vier Bedingungen für

die Reduktion von Faserüberständen erfüllt. An der Gleichlaufseite wird keine der vier Bedingungen erfüllt und zudem sind die Werte der Koordinaten  $\theta_{geo,\perp 2}$  und  $\theta_{kin,\perp 1}$  an der Schnittkante positiv (blau gestrichelt markiert). Für diese Werte wurde in Kapitel 7.1 und 7.2 eine negative Auswirkung auf die Schnittqualität ermittelt. Die hohe Schnittqualität kann somit nicht über die Koordinaten der Vektoren erklärt werden. Hierauf wird am Ende des Kapitels eingegangen.

Die insgesamt höchste Schnittqualität wird bei negativem Sturzwinkel und positivem Seitenwinkel an der Gleichlaufseite erzielt (grün markiert) und ist zudem bereits ab einem Sturzwinkel von  $\rho = -10^\circ$  an der Kante schädigungsfrei. Im Gegensatz dazu sind an der Gegenlaufseite lange Faserüberstände sichtbar. Bei der Kombination  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  nehmen die Koordinaten der geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren an der Gleichlaufseite ( $\varphi = 180^\circ$ ) die Werte  $\theta_{geo,\parallel} > 0$  und  $\theta_{kin,\perp 1} < 0$  sowie am initialen Trennpunkt  $\theta_{kin,\perp 1} < 0$  an (grün markiert). Hierdurch werden drei der vier ermittelten Bedingungen für die Reduktion von Faserüberständen erfüllt.

An der unteren Decklage zeigen sich bei der Kombination  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  an der mit „a“ markierten Gleichlaufseite Faserüberstände sowie eine geringe Tiefenschädigung (siehe Abbildung 7.9). Bei dem geringeren Neigungswinkel ist keine Tiefenschädigung sichtbar.

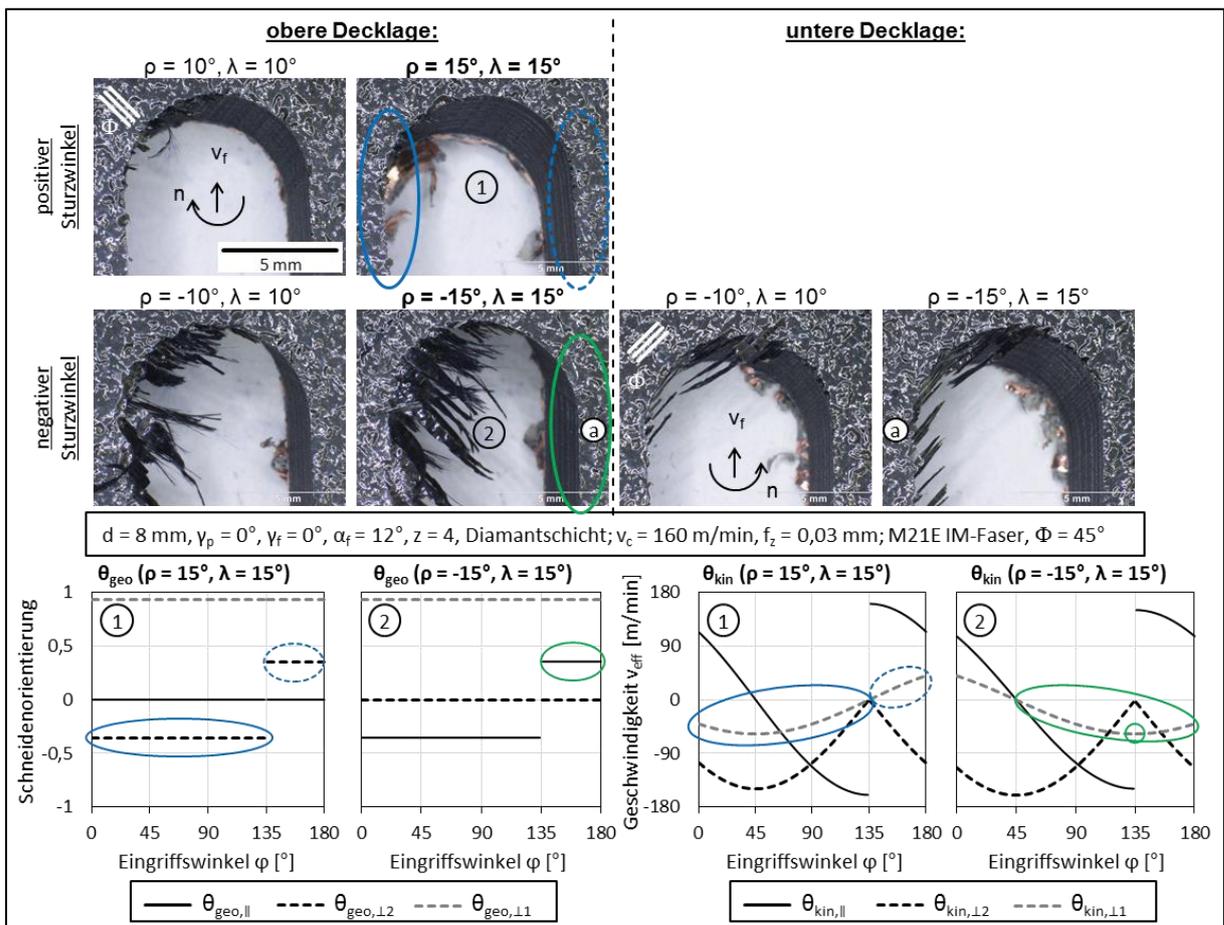


Abbildung 7.9: Schnittkanten der oberen und unteren Decklage beim Fräsen mit verschiedenen Sturzwinkeln  $\rho$  und Seitenwinkeln  $\lambda$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren an der oberen Decklage für  $\rho = 15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  sowie für  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ$

In Abbildung 7.10 ist zu erkennen, dass bei negativem Sturz- und Seitenwinkel an der Gleichlaufseite eine hohe Schnittqualität erzielt wird (blau markiert). An der Gegenlaufseite zeigen sich hingegen sehr große und breite Faserüberstände. Die Koordinaten  $\theta_{geo,\perp 2}$  und  $\theta_{kin,\perp 1}$  der geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren nehmen an der Gleichlaufseite ( $\varphi = 180^\circ$ ) negative Werte an (blau markiert). Somit sind hier zwei der vier Bedingungen für die Reduktion von Faserüberständen erfüllt.

Die insgesamt höchste Schnittqualität wird bei positivem Sturzwinkel und negativem Seitenwinkel an der Gegenlaufseite erzielt (grün markiert). Die Schnittkante ist bereits ab einem Sturzwinkel von  $\rho = 10^\circ$  schädigungsfrei. Für die Kombination  $\rho = 15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  werden an der Gegenlaufseite die Werte  $\theta_{geo,\parallel} > 0$  und  $\theta_{kin,\perp 1} < 0$  erzielt (grün markiert), womit ebenfalls zwei der vier Bedingungen erfüllt sind.

An der unteren Decklage zeigen sich bei der Kombination  $\rho = 15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  an der mit „a“ markierten Gegenlaufseite Faserüberstände sowie eine geringe Tiefenschädigung (siehe Abbildung 7.10).

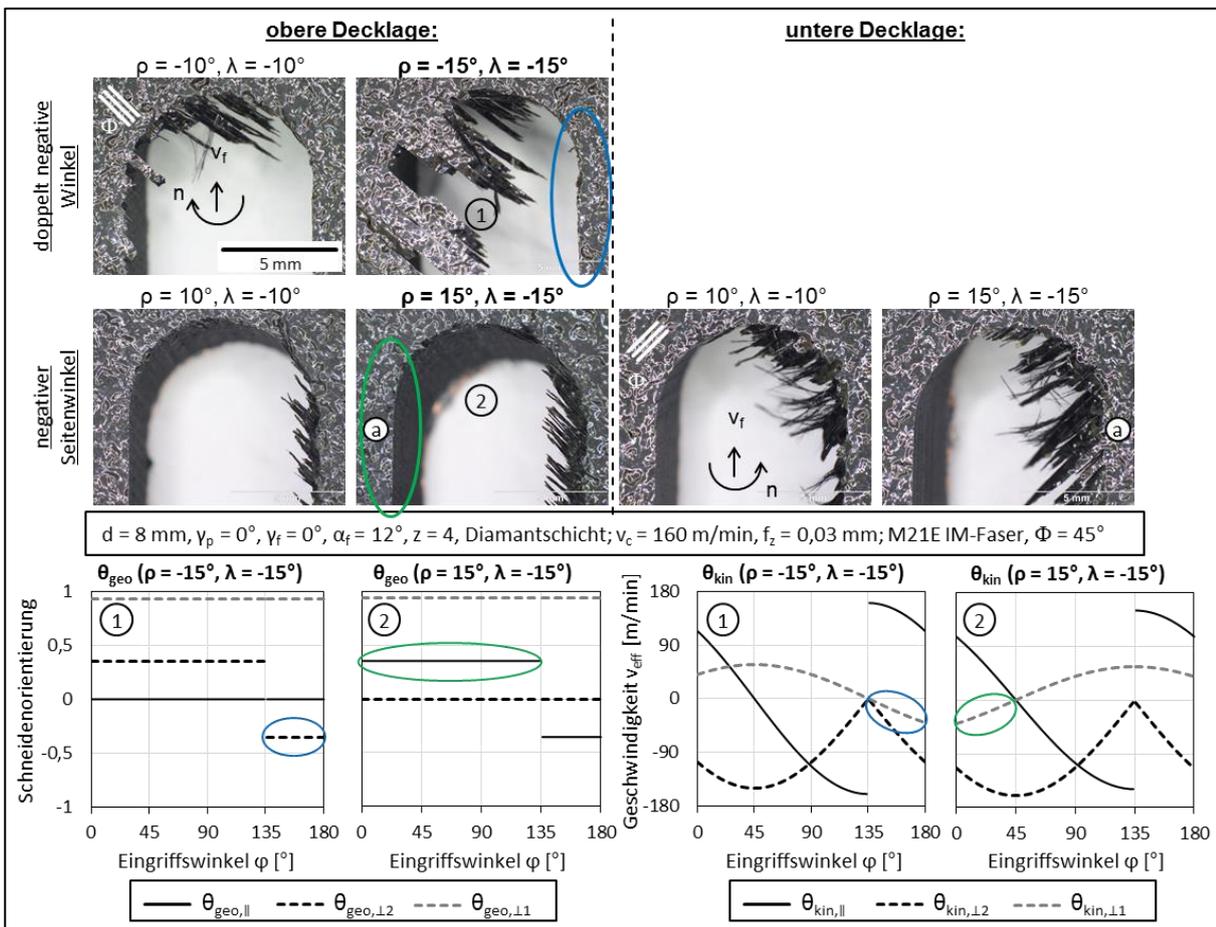


Abbildung 7.10: Schnittkanten der oberen und unteren Decklage beim Fräsen mit verschiedenen Sturzwinkeln  $\rho$  und Seitenwinkeln  $\lambda$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren an der oberen Decklage für  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  sowie für  $\rho = 15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ$

**Ergebnisse beim Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$**

In Abbildung 7.11 zeigt sich, dass bei positivem Sturz- und Seitenwinkel an der Gleichlaufseite ebenfalls eine hohe Schnittqualität, jedoch keine vollständig schädigungsfreie Kante erzielt wird (blau markiert). Bei der Kombination  $\rho = 15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  sind an der Gegenlaufseite mit  $\theta_{geo,\perp 2} < 0$  und  $\theta_{kin,\perp 1} < 0$  sowie am initialen Trennpunkt ( $\theta_{kin,\perp 1} < 0$ ) (blau markiert) drei der vier Bedingungen erfüllt. Dennoch sind deutliche Faserüberstände zu erkennen. An der Gleichlaufseite wird eine höhere Schnittqualität erreicht, obwohl mit  $\theta_{geo,\parallel} > 0$  nur eine der vier Bedingungen erfüllt ist und positive Werte der Koordinaten  $\theta_{geo,\perp 2}$  und  $\theta_{kin,\perp 1}$  an der Schnittkante vorliegen (blau gestrichelt markiert), bei denen in den vorherigen Versuchen Faserüberstände auftraten. Wie beim Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ$  kann die hohe Schnittqualität der Gleichlaufseite somit nicht eindeutig über die Trennvektoren erklärt werden.

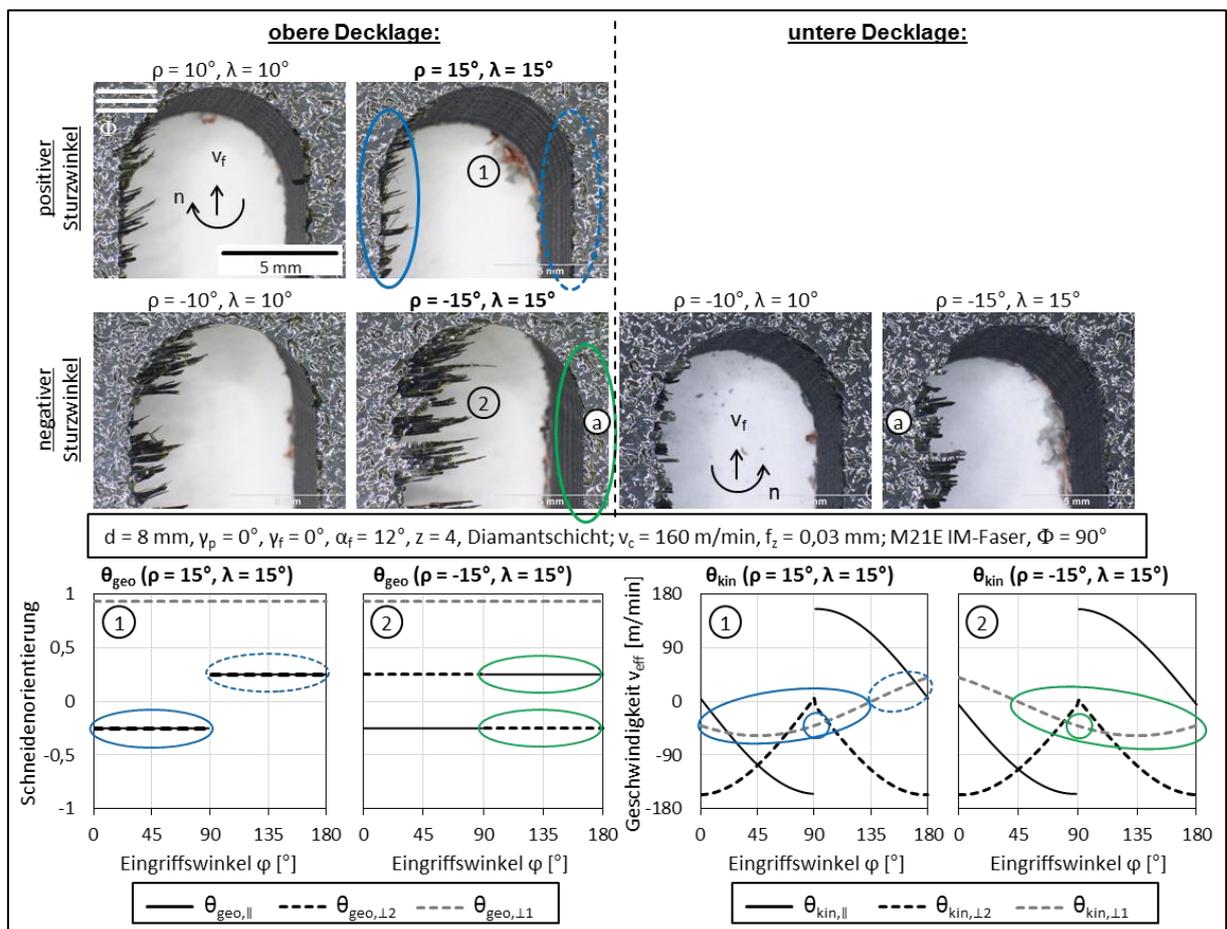


Abbildung 7.11: Schnittkanten der oberen und unteren Decklage beim Fräsen mit verschiedenen Sturzwinkeln  $\rho$  und Seitenwinkeln  $\lambda$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren an der oberen Decklage für  $\rho = 15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  sowie für  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$

Die höchste Schnittqualität wird bei negativem Sturzwinkel und positivem Seitenwinkel an der Gleichlaufseite erzielt (grün markiert). Die Schnittkante ist bei dem negativen Sturzwinkel  $\rho = -15^\circ$  schädigungsfrei. Bei der Kombination  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  nehmen die Koordinaten der geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren an der Gleichlaufseite die Werte  $\theta_{geo,\parallel} > 0, \theta_{geo,\perp 2} < 0$  und  $\theta_{kin,\perp 1} < 0$  sowie am initialen Trennpunkt  $\theta_{kin,\perp 1} < 0$  an (grün markiert).

Die hohe Schnittqualität ist folglich darauf zurückzuführen, dass hier alle vier ermittelten Bedingungen für die Reduktion von Faserüberständen erfüllt werden.

An der unteren Decklage zeigen sich bei der Kombination  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  an der mit „a“ markierten Gleichlaufseite Faserüberstände sowie eine geringe Tiefenschädigung (siehe Abbildung 7.11). Bei geringerem Neigungswinkel nehmen Tiefenschädigungen und Faserüberstände ab.

In Abbildung 7.12 zeigt sich, dass bei negativem Sturz- und Seitenwinkel an Gleich- und Gegenlaufseite deutliche Faserüberstände auftreten (rot markiert). Die insgesamt höchste Schnittqualität wird bei positivem Sturzwinkel und negativem Seitenwinkel an der Gegenlaufseite erzielt (grün markiert).

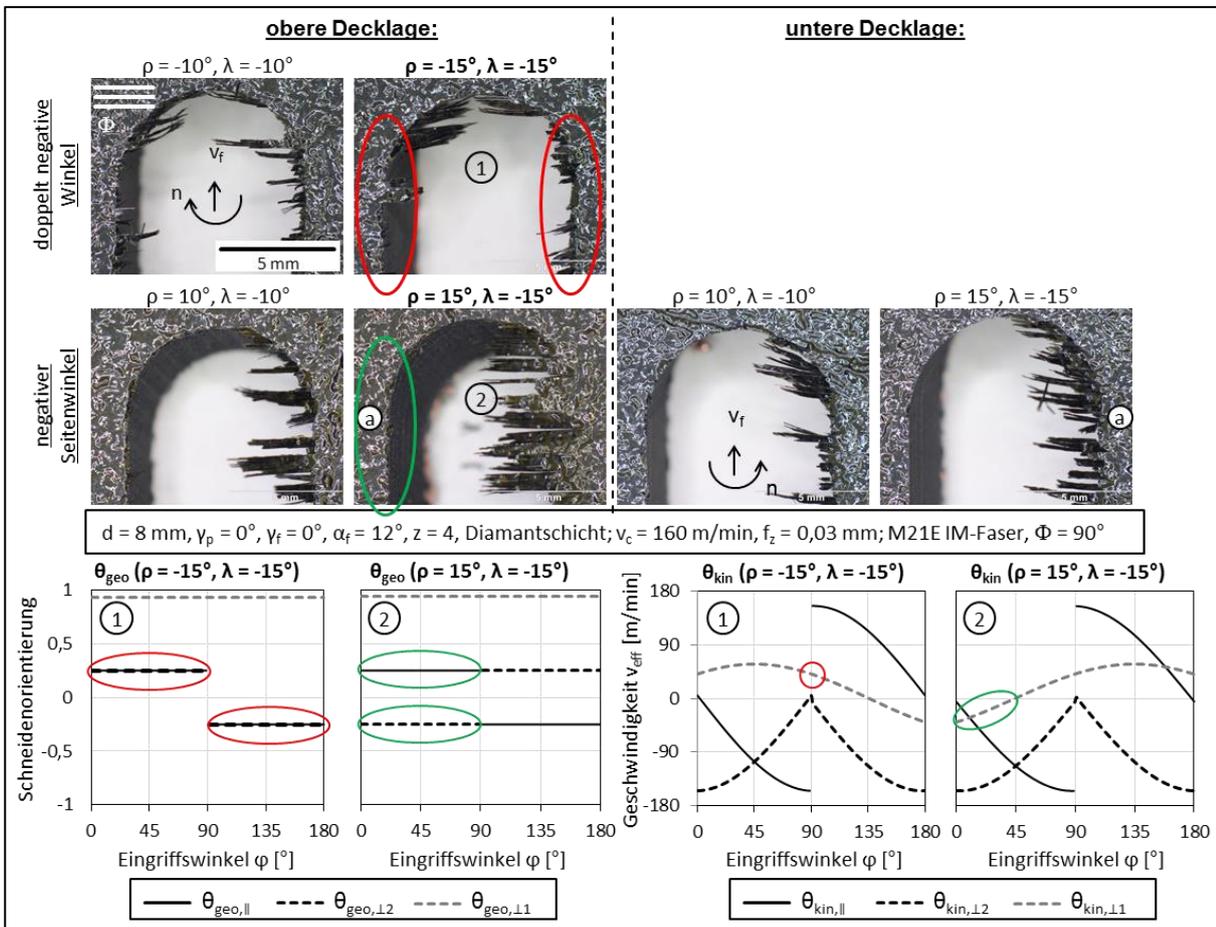


Abbildung 7.12: Schnittkanten der oberen und unteren Decklage beim Fräsen mit verschiedenen Sturzwinkeln  $\rho$  und Seitenwinkeln  $\lambda$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren an der oberen Decklage für  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  sowie für  $\rho = 15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$

Bei der doppelt negativen Kombination  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  sind die Koordinaten  $\theta_{geo,\perp 2}$  und  $\theta_{geo,\perp 1}$  an der Gegenlaufseite positiv und an der Gleichlaufseite negativ und zudem ist die Koordinate  $\theta_{kin,\perp 1}$  am initialen Trennpunkt positiv (rot markiert). Hierdurch kann die geringe Schnittqualität erklärt werden.

Für die Kombination  $\rho = 15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  werden an der Gegenlaufseite die Werte  $\theta_{geo,\parallel} > 0$ ,  $\theta_{geo,\perp 2} < 0$  und  $\theta_{kin,\perp 1} < 0$  erzielt (grün markiert), womit drei der vier Bedingungen erfüllt sind.

Es wird eine nahezu schädigungsfreie Schnittkante erzielt. An der unteren Decklage zeigen sich bei der Kombination  $\rho = 15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  an der mit „a“ markierten Gegenlaufseite deutliche Faserüberstände sowie eine geringe Tiefenschädigung (siehe Abbildung 7.12).

**Ergebnisse beim Faserorientierungswinkel  $\Phi = 135^\circ$**

In Abbildung 7.13 zeigt sich, dass bei positivem Sturz- und Seitenwinkel an der Gleichlaufseite eine hohe Schnittqualität mit sehr geringen Faserüberständen erzielt wird (blau gestrichelt markiert). Bei  $\rho = 15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  werden an der Gegenlaufseite mit einer ins Laminat zeigenden Schnittrichtung ( $\theta_{kin,\perp 1} < 0$ ) an der Schnittkante sowie am initialen Trennpunkt ebenfalls zwei der vier Bedingungen erfüllt. Die Schnittqualität der Gleichlaufseite ist in diesem Fall jedoch höher, obwohl mit  $\theta_{geo,\parallel} > 0$  an der Schnittkante und  $\theta_{kin,\perp 1} < 0$  am initialen Trennpunkt (blau gestrichelt markiert) ebenfalls nur zwei Bedingungen erfüllt werden. Zudem zeigt die Schnittrichtung an der Gleichlaufseite aus dem Material heraus. Wie zuvor bei den Faserorientierungswinkeln  $\Phi = 45^\circ$  und  $90^\circ$  kann die hohe Schnittqualität nicht ausschließlich über die Trennvektoren beschrieben werden.

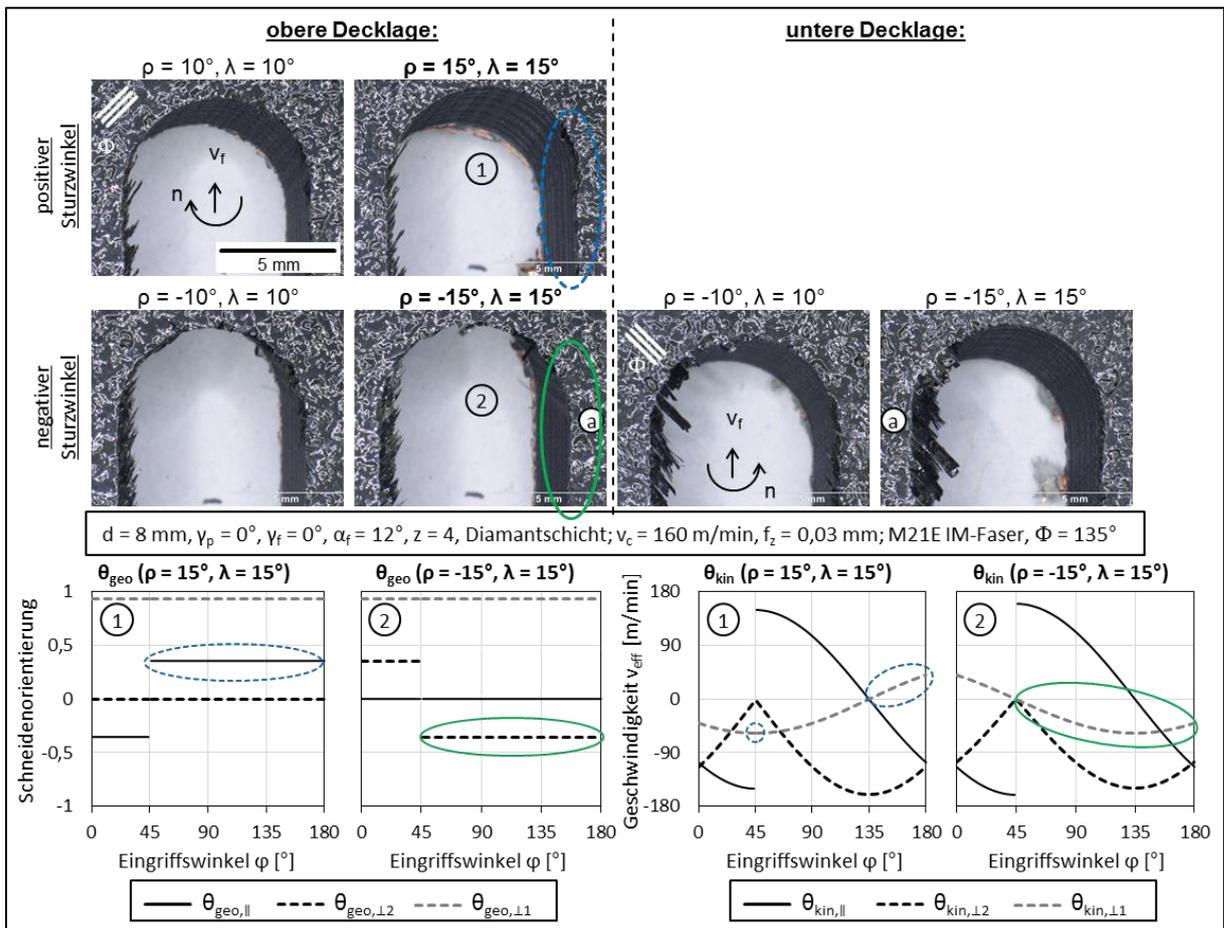


Abbildung 7.13: Schnittkanten der oberen und unteren Decklage beim Fräsen mit verschiedenen Sturzwinkeln  $\rho$  und Seitenwinkeln  $\lambda$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren an der oberen Decklage für  $\rho = 15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  sowie für  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 135^\circ$

Die höchste Schnittqualität wird bei negativem Sturzwinkel und positivem Seitenwinkel an der oberen Decklage an der Gleichlaufseite erzielt (grün markiert). Bei der Kombination  $\rho = -15^\circ$

und  $\lambda = 15^\circ$  zeigt der Vergleich mit den berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren, dass die Koordinaten an der Gleichlaufseite die Werte  $\theta_{\text{geo},L2} < 0$  und  $\theta_{\text{kin},L1} < 0$  annehmen (grün markiert). Somit sind hier zwei der vier ermittelten Bedingungen für die Reduktion von Faserüberständen erfüllt.

An der unteren Decklage zeigen sich bei der Kombination  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  an der mit „a“ markierten Gleichlaufseite Faserüberstände sowie eine geringe Tiefenschädigung (siehe Abbildung 7.13).

In Abbildung 7.14 ist zu erkennen, dass bei negativem Sturz- und Seitenwinkel insbesondere an der Gleichlaufseite sehr lange und breite Faserüberstände auftreten (mit rotem Balken markiert). Die langen Faserüberstände können bei der Kombination  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  mit der positiven Koordinate  $\theta_{\text{kin},L1}$  am initialen Trennpunkt (rot markiert) erklärt werden.

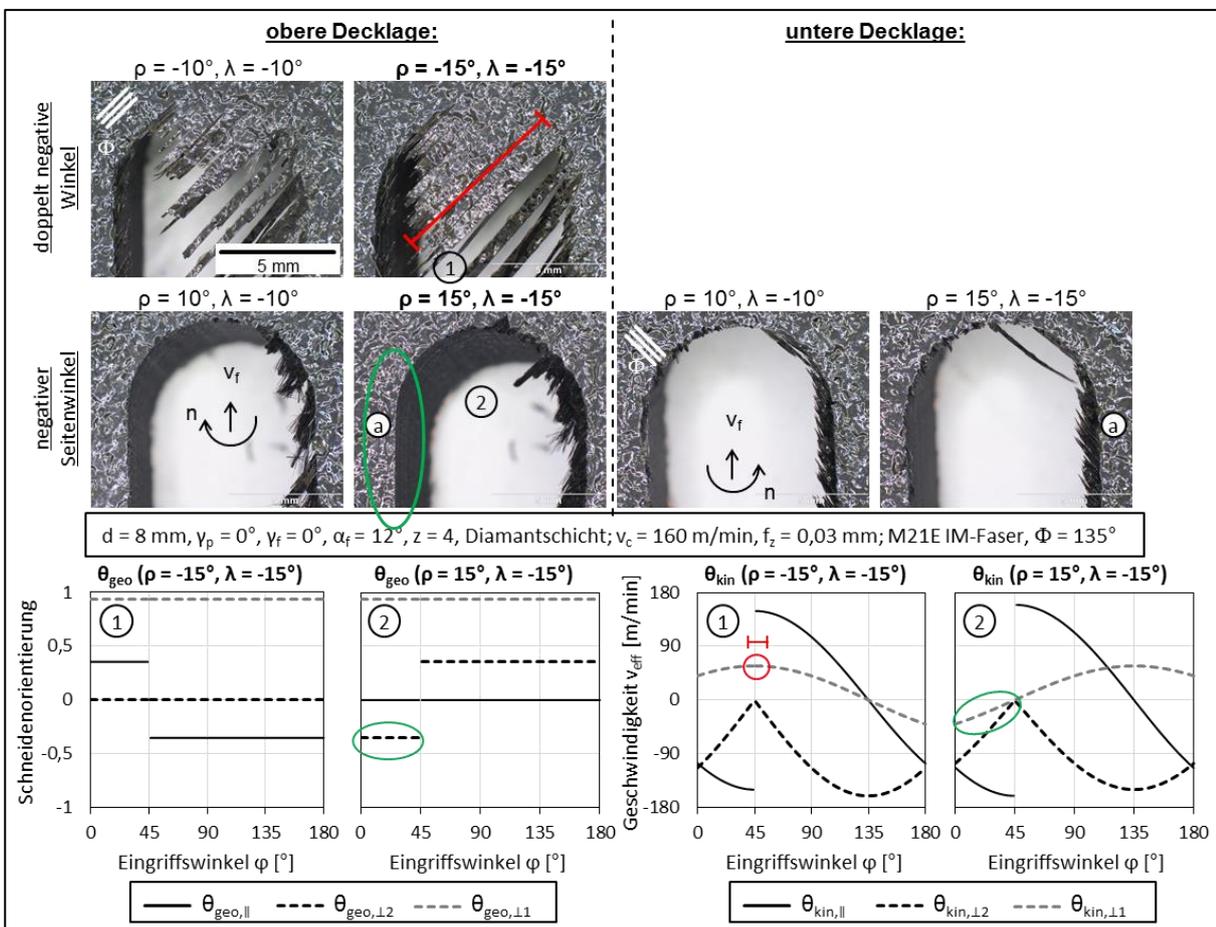


Abbildung 7.14: Schnitkanten der oberen und unteren Decklage beim Fräsen mit verschiedenen Sturzwinkeln  $\rho$  und Seitenwinkeln  $\lambda$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren an der oberen Decklage für  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  sowie für  $\rho = 15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 135^\circ$

Die insgesamt höchste Schnittqualität wird bei positivem Sturzwinkel und negativem Seitenwinkel an der Gegenlaufseite erzielt (grün markiert). Die Kante ist bei der Kombination  $\rho = 15^\circ$  und  $\lambda = -15^\circ$  schädigungsfrei. Hier liegen an der Gegenlaufseite die Werte  $\theta_{\text{geo},L2} < 0$  und  $\theta_{\text{kin},L1} < 0$  vor (grün markiert). Somit sind auch hier wieder zwei der vier zuvor genannten Bedingungen erfüllt.

An der unteren Decklage zeigen sich an der mit „a“ markierten Gleichlaufseite bei der Kombination  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  leichte Faserüberstände, jedoch keine Tiefenschädigung (siehe Abbildung 7.13).

#### **Zusammenfassung und Ergebnisinterpretation des Fräsens mit geneigtem Werkzeug mit Rückspanwinkel $\gamma_p = 0^\circ$**

Bei allen Faserorientierungswinkeln  $\Phi$  wird mit der Kombination eines negativen Sturzwinkels  $\rho$  mit einem positiven Seitenwinkel  $\lambda$  an der Gleichlaufseite die höchste Schnittqualität erzielt. An der Gegenlaufseite führt die Kombination eines positiven Sturzwinkels  $\rho$  mit einem negativen Seitenwinkel  $\lambda$  zum besten Schnittergebnis. Die Kanten sind jeweils ab Neigungswinkeln von  $15^\circ$  nahezu schädigungsfrei. Die optimalen Neigungskombinationen sind in Abbildung 7.15 eingekreist.

In Abbildung 7.15 sind die bei allen Neigungskombinationen entstandenen Längen der Faserüberstände in Prozent der mit Gleichungen (4.28) und (4.29) berechneten maximal möglichen Faserüberstandslängen zusammengefasst. Die Angabe in Prozent erfolgt, da die theoretisch maximal möglichen Längen der Faserüberstände an der Gegen- und Gleichlaufseite jeweils vom Faserorientierungswinkel  $\Phi$  abhängen und bei  $\Phi \neq 90^\circ$  unterschiedlich lang sind. Da der Vergleich absoluter Längen zu einer Verzerrung der Ergebnisse führt, wird an dieser Stelle darauf verzichtet. Der Einfluss der Längenänderung der Faserüberstände in Folge der Werkzeugneigung wird hier nicht berücksichtigt. Er kann vernachlässigt werden, da nur geringe Werkzeugneigungswinkel von maximal  $20^\circ$  untersucht wurden.

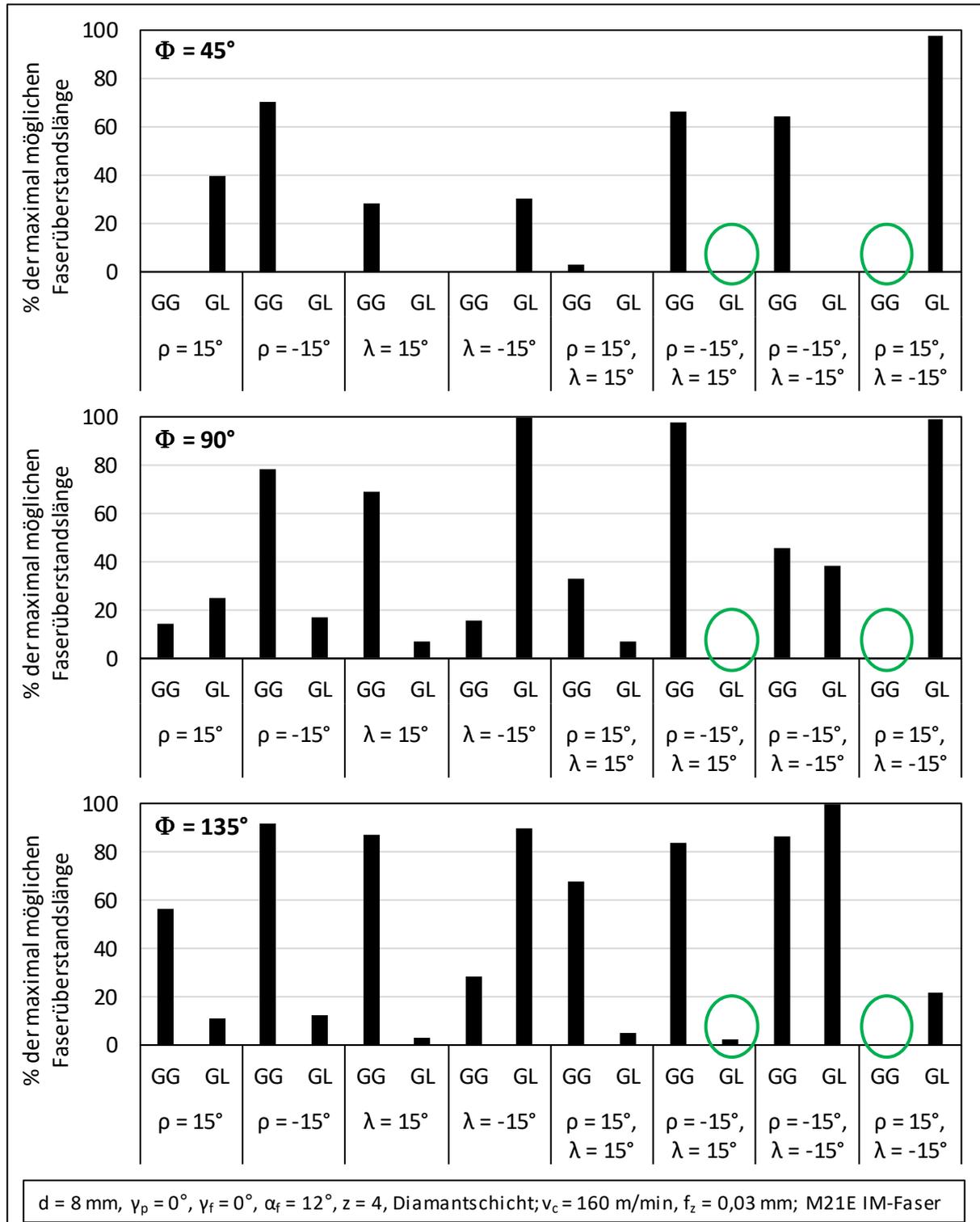


Abbildung 7.15: Länge der Faserüberstände an Gegen- und Gleichlaufseite (GG, GL) der oberen Decklage in Prozent der theoretisch maximal möglichen Faserüberstandsängen bei unterschiedlichen Kombinationen von Sturzwinkel  $\rho$  und Seitenwinkel  $\lambda$  mit Neigungswinkeln von  $15^\circ$  bei den Faserorientierungswinkeln  $\Phi = 45^\circ, 90^\circ$  und  $135^\circ$

Bei der doppelt positiven Kombination des Sturz- und Freiwinkels kommt es an der Gleichlaufseite bei allen Faserorientierungswinkeln ebenfalls zu einer sehr hohen Schnittqualität (siehe Abbildung 7.15). Dieses ist in den Darstellungen der einzelnen Versuchsergebnisse jeweils blau gestrichelt markiert. Insbesondere bei  $\Phi = 45^\circ$  ist die hohe Schnittqualität nicht auf

einzelne Koordinaten der Trennvektoren zurückzuführen, da keine der vier Bedingungen erfüllt wird. Eine mögliche Ursache ist der stumpfe Winkel zwischen Decklage und Schnittfläche über dem gesamten Eingriffsbogen des Fräasers. Hierdurch erfahren die Fasern der oberen Decklage eine Stützwirkung durch die darunterliegenden Laminatlagen. Die elastische Verformung des Werkstoffes, die insbesondere durch die bei der CFK-Zerspanung hohe Schnittnormalkraft hervorgerufen wird, wirkt sich durch den stumpfen Winkel geringer aus. Einer Delamination der oberen Decklage wird somit entgegengewirkt. Neben dem Einfluss des geometrischen und des kinematischen Fasertrennvektors besitzen folglich die lokale Werkstückgeometrie und die daraus resultierende Stützwirkung des umgebenden Werkstoffes einen Einfluss auf die Schnittqualität.

Bei allen zuvor dargestellten Versuchen sind bei einem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ$  an der Gleichlaufseite und bei  $\Phi = 135^\circ$  an der Gegenlaufseite unabhängig von der Werkzeugneigung sehr kurze **absolute** Faserüberstände zu sehen. Diese weisen zudem an der Schnittkante nahezu keine Tiefenschädigung auf. Dies ist auf die Linie der initialen Fasertrennpunkte zurückzuführen, die in den oben genannten Situationen dicht an der Schnittkante liegt und somit die maximale Länge der Faserüberstände begrenzt, vergleiche Kapitel 4.2.

Bei der Erfüllung aller vier am Beginn des Kapitels 7.3 beschriebenen Bedingungen hinsichtlich der Vorzeichen der Koordinaten der Fasertrennvektoren lag jeweils eine hohe Schnittqualität vor. Weichen ein oder mehrere Vorzeichen der Koordinaten ab, kann sich diese deutlich vermindern. Zudem wurde jeweils eine hohe Schnittqualität erzielt, wenn mindestens zwei der vier Bedingungen erfüllt waren und stumpfe Winkel zwischen Schnittfläche und Decklage in der Nutspitze ( $\alpha_{\text{Nutspitze}} > 90^\circ$ ) und/oder an der Schnittkante ( $\alpha_{\text{Schnittkante}} > 90^\circ$ ) vorlagen. Somit sind insgesamt sechs Bedingungen identifiziert worden, deren Erfüllung tendenziell mit einer hohen Schnittqualität verbunden ist.

In Abbildung 7.16 ist für jede der sechs Bedingungen der Mittelwert der prozentualen Faserüberstände aller (in Abbildung 7.15 dargestellten) Versuche bei Erfüllung und bei Nichterfüllung der einzelnen Bedingungen angegeben. Es zeigt sich, dass mit Erfüllung jeder einzelnen unabhängig von den anderen eine verbesserte Qualität der Bearbeitung erzielt werden kann.

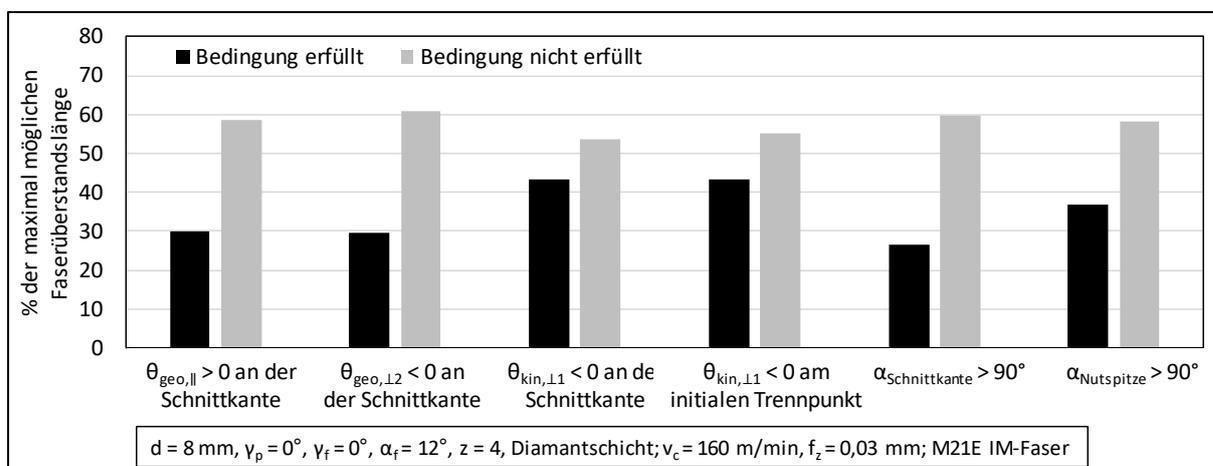


Abbildung 7.16: Mittelwert der Länge der Faserüberstände in Prozent der theoretisch maximal möglichen Faserüberstandslängen in Abhängigkeit von der Erfüllung jeder einzelnen der sechs Bedingungen zum Erzielen hoher Schnittqualitäten an der oberen Decklage

Mit zunehmender Anzahl von erfüllten Bedingungen nehmen die Faserüberstände tendenziell ab, siehe Abbildung 7.17. Hierbei wird nicht berücksichtigt, um welche Bedingungen es sich handelt. Bei fünf erfüllten Bedingungen waren die Schnittkanten frei von Faserüberständen. Alle sechs Bedingungen wurden bei keinem der durchgeführten Versuche erfüllt.

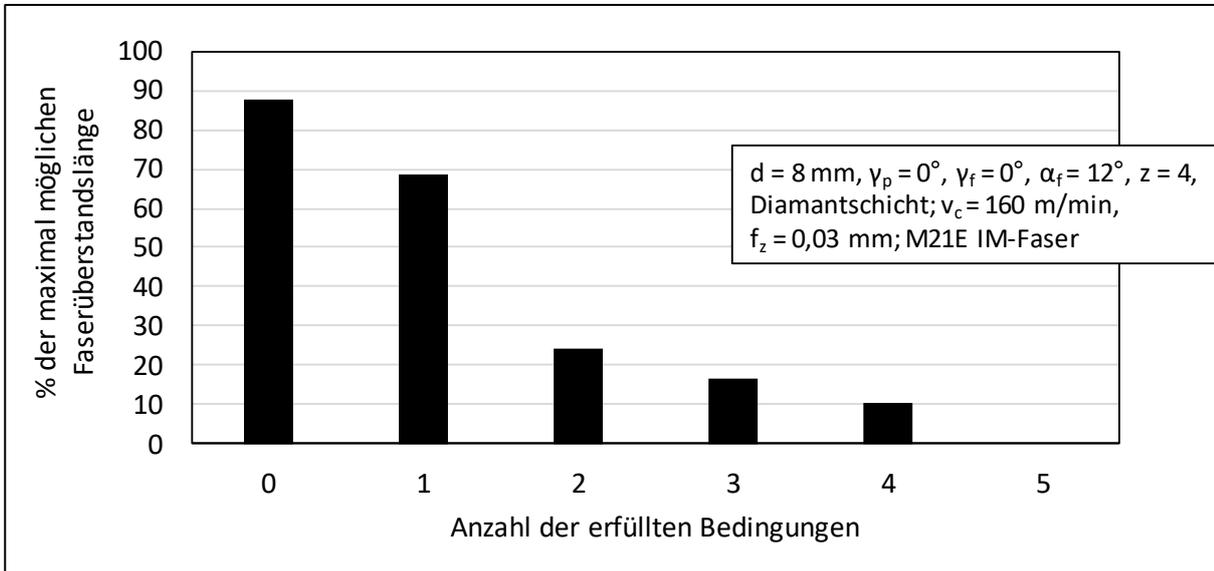


Abbildung 7.17: Mittelwert der Länge der Faserüberstände in Prozent der theoretisch maximal möglichen Faserüberstandslängen in Abhängigkeit von der Anzahl der erfüllten Bedingungen zum Erzielen hoher Schnittqualitäten an der oberen Decklage

Aus den durchgeführten Versuchen mit systematischer Variation der Werkzeugneigung bei drei Faserorientierungswinkeln  $\Phi$  folgte keine systematische Variation der sechs zuvor genannten Bedingungen. Aus diesem Grund ist eine Einflussanalyse an dieser Stelle nicht möglich. Trotz der fehlenden Systematik ist eine Tendenz sichtbar, die Anknüpfungspunkte für eine tiefergehende Analyse bietet. Die Faserüberstandslängen sind im Anhang tabellarisch angegeben.

#### 7.4 Kombination von Werkzeugneigung und Rückspanwinkel $\gamma_p \neq 0^\circ$

In diesem Abschnitt wird der Einfluss der Kombination von Rückspanwinkel  $\gamma_p$  und Neigung des Werkzeuges auf die Schnittqualität der oberen und unteren Decklage bei unterschiedlichen Faserorientierungswinkeln untersucht. Der Rückspanwinkel beeinflusst hierbei ausschließlich den geometrischen Fasertrennvektor. Der kinematische Fasertrennvektor bleibt unverändert.

Wie im vorherigen Abschnitt gezeigt, führt die Neigung des Werkzeuges an derselben Bearbeitungsseite (Gegen- oder Gleichlaufseite) zu unterschiedlichen Schnittqualitäten an oberer und unterer Decklage. Die Kombination aus negativem Sturz- und positivem Seitenwinkel führt an der oberen Decklage zu einer hohen Schnittqualität der Gleichlaufseite. Wie aus dem Stand der Technik bekannt, wird die Schnittqualität der oberen und unteren Decklage durch Rückspanwinkel  $\gamma_p \neq 0^\circ$  beeinflusst (siehe Kapitel 2.3.2). Durch positive Rückspanwinkel werden die Bearbeitungskräfte an der unteren Decklage ins Bauteil gerichtet, wodurch hier tendenziell eine hohe Schnittqualität erzeugt wird.

Am Beispiel zweier Werkzeuge mit positivem Rückspanwinkel ( $\gamma_p = 20^\circ$  und  $\gamma_p = 40^\circ$ ) wird im Folgenden die erzielbare Schnittqualität an oberer und unterer Decklage der Gleichlaufseite in Kombination mit negativem Sturz- und positivem Seitenwinkel betrachtet. Des Weiteren werden die berechneten Koordinaten der Fasertrennvektoren  $\vec{\theta}_{geo}$  und  $\vec{\theta}_{kin}$  an der oberen und unteren Decklage für die Neigungswinkelkombination  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  dargestellt.

### Ergebnisse beim Faserorientierungswinkel $\Phi = 45^\circ$

Wie in Abbildung 7.18 zu erkennen, wird an der oberen Decklage die höchste Schnittqualität an der Gleichlaufseite ( $\varphi = 180^\circ$ ) erzielt. Diese Schnittqualität ist bei beiden Rückspanwinkeln bei  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  gleich hoch (vgl. ① und ②). Die Koordinate  $\theta_{geo,\perp 2}$  ist über dem gesamten Eingriffsbogen positiv und die Schneide steht an der oberen Decklage zu keinem Zeitpunkt senkrecht über der Faserachse. Zudem wird der parallele Anteil  $\theta_{geo,\parallel}$  bei größerem Rückspanwinkel an der Gleichlaufseite negativ. Nach dem bisherigen Erkenntnisstand aus den Versuchen mit dem Werkzeug mit  $\gamma_p = 0^\circ$  war eine geringe Schnittqualität der Gleichlaufseite aufgrund der beiden zuvor genannten Koordinaten (rot markiert) zu erwarten. Die trotzdem hohe Schnittqualität ist voraussichtlich auf die negativen Werte von  $\theta_{kin,\perp 1}$  an der Schnittkante sowie am initialen Fasertrennpunkt (grün markiert) zurückzuführen. An der oberen Decklage dominiert der kinematische Einfluss.

Im Gegensatz zum Rückspanwinkel  $\gamma_p = 0^\circ$  (siehe Abbildung 7.9), führen die beiden positiven Rückspanwinkel auch mit zunehmender Werkzeugneigung an der unteren Decklage zu einer deutlich höheren Schnittqualität der Gleichlaufseite. Bei  $\gamma_p = 20^\circ$  sind an der Schnittkante der mit „a“ gekennzeichneten Gleichlaufseite für  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  geringe Faserüberstände zu erkennen (vgl. ③), wohingegen die Schnittkante „b“ der unteren Decklage bei  $\gamma_p = 40^\circ$  schädigungsfrei ist (vgl. ④).

An der unteren Decklage liegen an der Gleichlaufseite positive Werte der Koordinate  $\theta_{geo,\parallel}$  sowie negative Werte von  $\theta_{geo,\perp 2}$  vor (grün markiert). Somit bewirkt ein positiver Rückspanwinkel eine höhere Schnittqualität an der unteren Decklage, da die Schneide an der unteren Decklage über den gesamten Eingriffsbereich einen Anteil senkrecht über der Faserachse ( $\theta_{geo,\perp 2} < 0$ ) aufweist. Der geometrische Einfluss dominiert, da trotz der positiven Werte von  $\theta_{kin,\perp 1}$  an der Schnittkante sowie am initialen Trennpunkt (rot markiert) eine hohe Schnittqualität erzielt wird.

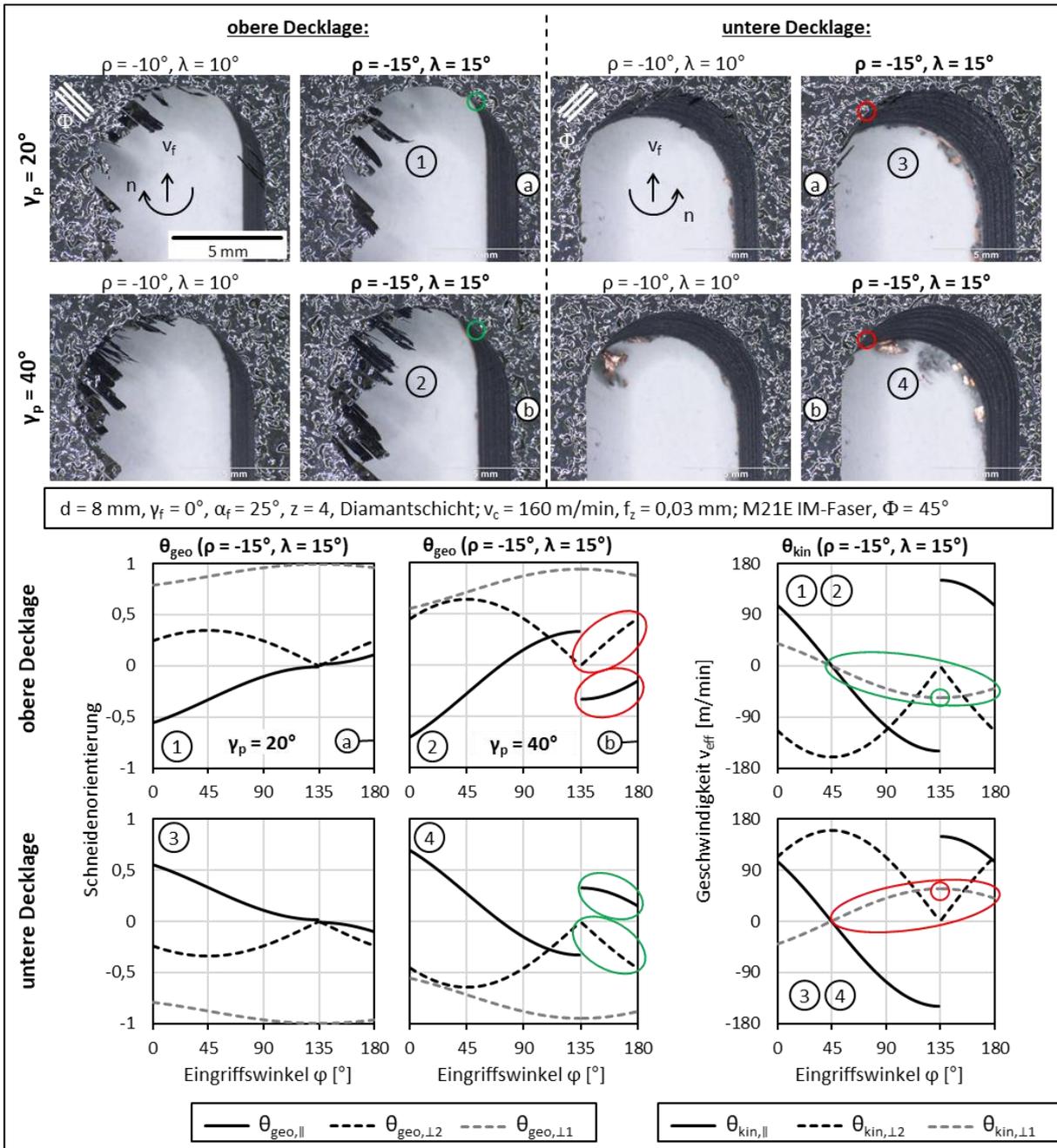


Abbildung 7.18: Schnittkanten der oberen und unteren Decklage beim Fräsen mit Rückspanwinkel  $\gamma_p = 20^\circ$  und  $\gamma_p = 40^\circ$  mit verschiedenen Sturzwinkeln  $\rho$  und Seitenwinkeln  $\lambda$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren an der oberen Decklage für  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ$

**Ergebnisse beim Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$**

In Abbildung 7.19 ist zu sehen, dass an der oberen Decklage die höhere Schnittqualität beim Rückspanwinkel  $\gamma_p = 20^\circ$  an der Gleichlaufseite ( $\varphi = 180^\circ$ ) erzielt wird und mit größerer Werkzeugneigung zunimmt (vgl. ①). Beim Rückspanwinkel  $\gamma_p = 40^\circ$  sind bei der größten Neigung lange Faserüberstände an der Gleichlaufseite sichtbar (vgl. ②). Die Koordinate  $\theta_{\text{geo,||2}}$  ist an der Gleichlaufseite positiv und nimmt mit größerem Rückspanwinkel zu (rot markiert). Der Wert von  $\theta_{\text{geo,||}}$  ist an der Gleichlaufseite positiv, jedoch sehr klein und nimmt mit steigendem Rückspanwinkel zwischen dem initialen Trennpunkt und der Gleichlaufseite kleinere Werte

an. Hieraus resultiert die geringere Schnittqualität bei den positiven Rückspanwinkeln im Vergleich zu  $\gamma_p = 0^\circ$ , siehe auch Abbildung 7.11. Der positive Effekt der in die Laminebene zeigenden Schnittrichtung am initialen Trennpunkt sowie an der Schnittkante der oberen Decklage (grün markiert) kann den negativen geometrischen Einfluss nicht vollständig kompensieren.

An der unteren Decklage ändert die Koordinate  $\theta_{\text{geo},1,2}$  ihr Vorzeichen und ist an der Gleichlaufseite negativ (grün markiert). Mit größerem Rückspanwinkel wird hierdurch eine höhere Schnittqualität erzielt und der kinematische Einfluss durch den positiven Wert von  $\theta_{\text{kin},1,1}$  am initialen Trennpunkt sowie an der Schnittkante (rot markiert) kompensiert.

Beide Werkzeuge erzielen mit zunehmender Werkzeugneigung an der unteren Decklage eine deutlich höhere Schnittqualität an der Gleichlaufseite als das Werkzeug mit  $\gamma_p = 0^\circ$ . An der oberen und unteren Decklage der mit „a“ gekennzeichneten Gleichlaufseite wird mit  $\gamma_p = 20^\circ$  die insgesamt höchste Schnittqualität erreicht, jedoch sind an der unteren Decklage kleine Faserüberstände sowie eine geringe Tiefenschädigung sichtbar (vgl. ③). Bei  $\gamma_p = 40^\circ$  sind an der unteren Decklage „b“ deutlich geringere Faserüberstände zu sehen (vgl. ④).

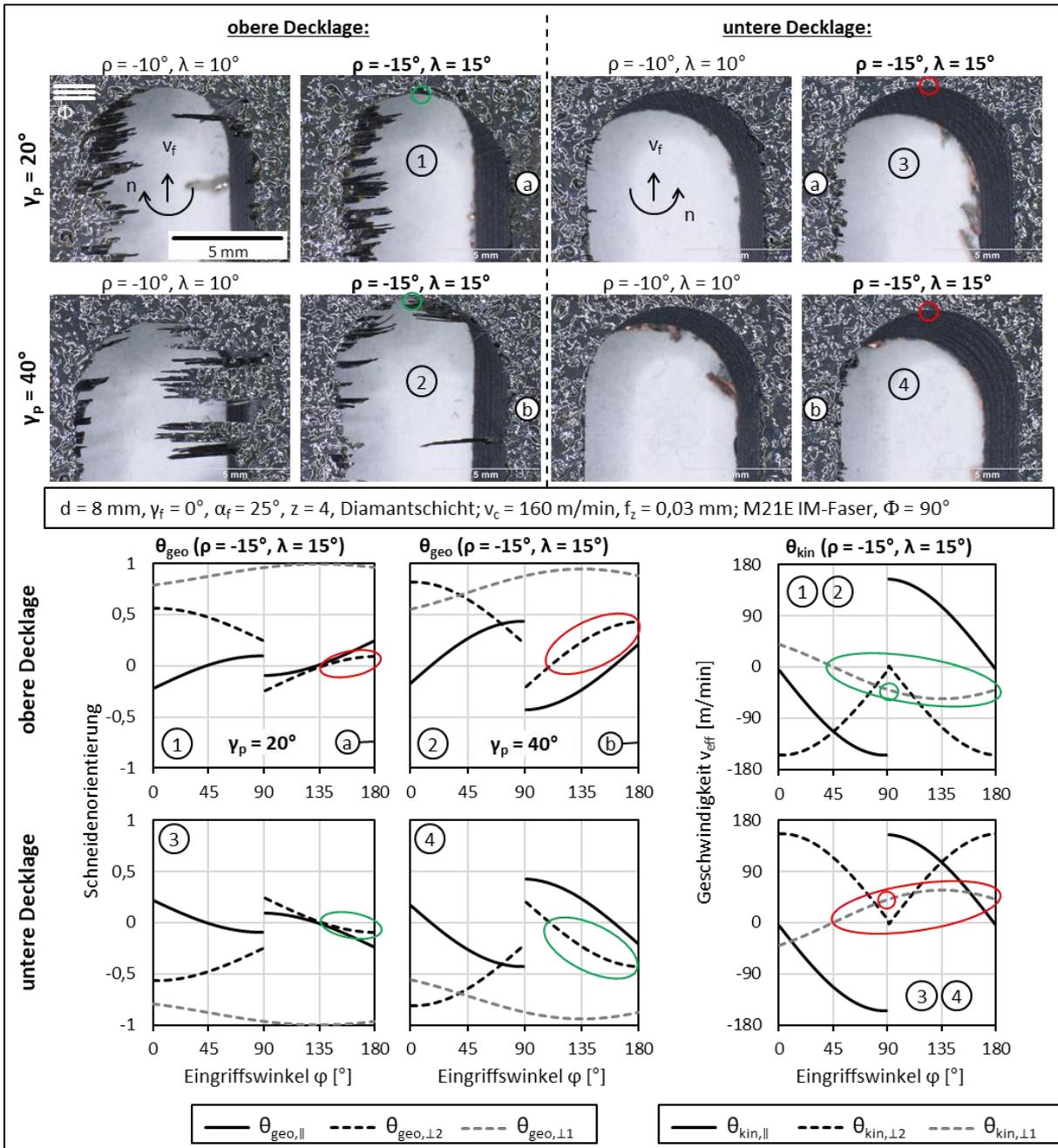


Abbildung 7.19: Schnittkanten der oberen und unteren Decklage beim Fräsen mit Rückspanwinkel  $\gamma_p = 20^\circ$  und  $\gamma_p = 40^\circ$  mit verschiedenen Sturzwinkeln  $\rho$  und Seitenwinkeln  $\lambda$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren an der oberen Decklage für  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$

Ergebnisse beim Faserorientierungswinkel  $\Phi = 135^\circ$

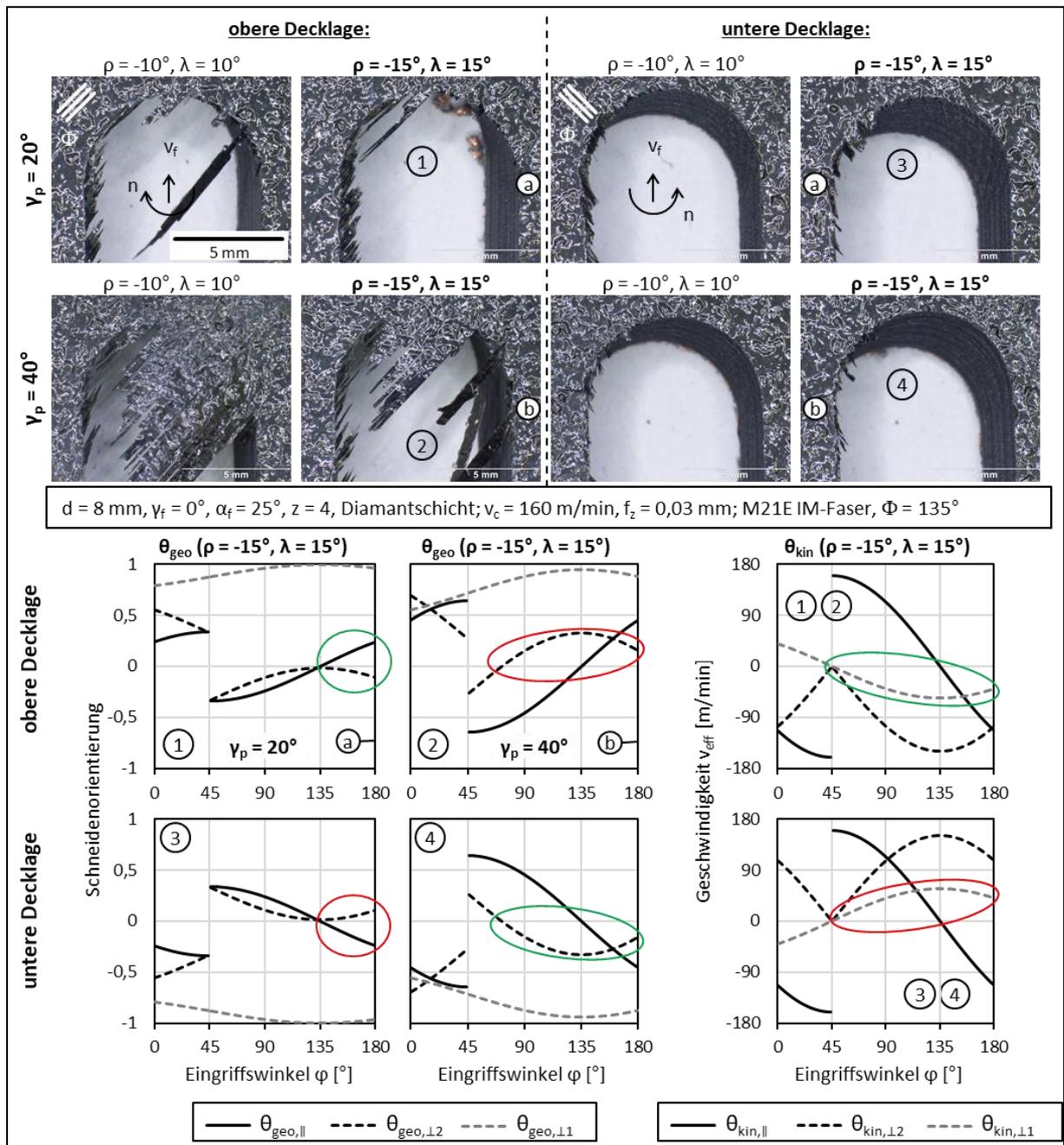


Abbildung 7.20: Schnittkanten der oberen und unteren Decklage beim Fräsen mit Rückspanwinkel  $\gamma_p = 20^\circ$  und  $\gamma_p = 40^\circ$  mit verschiedenen Sturzwinkeln  $\rho$  und Seitenwinkeln  $\lambda$  und die dazugehörigen berechneten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren an der oberen Decklage für  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 135^\circ$

In Abbildung 7.20 ist zu sehen, dass die höchste Schnittqualität beim Rückspanwinkel  $\gamma_p = 20^\circ$  an der oberen Gleichlaufseite erzielt wird und mit größerer Werkzeugneigung zunimmt (vgl. ①). Dies ist auf den positiven Wert von  $\theta_{\text{geo},\parallel}$  sowie die negativen Werte von  $\theta_{\text{geo},\perp 2}$  und  $\theta_{\text{kin},\perp 1}$  zurückzuführen (grün markiert). Beim größeren Rückspanwinkel  $\gamma_p = 40^\circ$  sind an der Gleichlaufseite lange flächige Faserüberstände zu erkennen (vgl. ②). Der Wert  $\theta_{\text{geo},\perp 2} < 0$  ist

hier an der Gleichlaufseite positiv (rot markiert), wodurch die Faserüberstände trotz des negativen Wertes von  $\theta_{\text{kin},\perp 1}$  an der Schnittkante (grün markiert) erklärt werden können. Bei größerem Rückspanwinkel dominiert folglich der geometrische Einfluss an der oberen Decklage.

Im Gegensatz zum Rückspanwinkel  $\gamma_p = 0^\circ$  (siehe Abbildung 7.13), führen die beiden positiven Rückspanwinkel auch mit zunehmender Werkzeugneigung an der unteren Decklage zu einer deutlich höheren Schnittqualität an der Gleichlaufseite. An der oberen und unteren Decklage der mit „a“ gekennzeichneten Gleichlaufseite wird mit  $\gamma_p = 20^\circ$  die insgesamt höchste Schnittqualität erreicht (vgl. ① und ③). An der unteren Decklage sind jedoch kleine Faserüberstände vorhanden.

An der unteren Decklage ändert die Koordinate  $\theta_{\text{geo},\perp 2}$  bei größerem Rückspanwinkel vom positiven (rot markiert) zum negativen Wert (grün markiert), woraus die höhere Schnittqualität an der Gleichlaufseite „b“ resultiert. Die Schneide liegt senkrecht über der Faser, wodurch der negative Effekt der aus dem Laminat zeigenden Schnittrichtung  $\theta_{\text{kin},\perp 1} > 0$  (rot markiert) kompensiert wird. Der geometrische Einfluss dominiert ebenfalls an der unteren Decklage.

Erkenntnisse: Bei der untersuchten Kombination aus negativem Sturzwinkel  $\rho$  und positivem Seitenwinkel  $\lambda$  führt der Einsatz eines positiven Rückspanwinkels  $\gamma_p$  wie erwartet zu einer höheren Schnittqualität an der unteren Decklage der Gleichlaufseite. Um bei allen Faserorientierungswinkeln eine schädigungsfreie Schnittkante auch der oberen Decklage zu erzielen, sind jedoch größere Neigungswinkel erforderlich als bei Werkzeugen mit einem Rückspanwinkel  $\gamma_p = 0^\circ$ . Insgesamt wurde bei den untersuchten Faserorientierungswinkeln  $\Phi = 45^\circ, 90^\circ$  und  $135^\circ$  mit dem Rückspanwinkel  $\gamma_p = 20^\circ$  bei der Kombination aus einem Sturzwinkel  $\rho = -15^\circ$  und einem Seitenwinkel  $\lambda = 15^\circ$  die höchste Schnittqualität an der oberen und unteren Schnittkante der Gleichlaufseite erreicht.

## 7.5 Ergänzende Aspekte beim Fräsen mit geneigtem Werkzeug

### Zerspankräfte

Passivkräfte führen in der Regel zu einer elastischen Deformation des Bauteiles und begünstigen insbesondere bei labil gespannten Bauteilen die Entstehung von Schwingungen [Klo14]. Da sowohl die Geräuschentwicklung als auch die Gefahr von Werkzeugbrüchen zunimmt, sind diese unerwünscht. Aus diesem Grund sind die aus dem Fräsprozess mit geneigtem Werkzeug mit Rückspanwinkel  $\gamma_p = 0^\circ$  resultierenden werkstückseitig gemessenen Passivkräfte  $F_p$  in Abbildung 7.21 dargestellt. Die Zerlegung der Kräfte in die einzelnen Faserrichtungen ist an dieser Stelle aufgrund des multiaxialen Werkstoffaufbaus nicht möglich.

Abbildung 7.21 ist zu entnehmen, dass positive Sturz- und Seitenwinkel zu einem Drücken des Werkzeuges auf das Material führen ( $F_p > 0$  N), wohingegen negative Sturz- und Seitenwinkel ein Ziehen ( $F_p < 0$  N) bewirken. Insgesamt führen größere Neigungswinkel tendenziell zu einem größeren Betrag der Passivkraft. Die Kombination von positiven Sturz- und Seitenwinkeln führt zu den insgesamt größten Passivkräften von bis zu  $F_p = 81$  N bei  $\rho = \lambda = 20^\circ$ . Die Addition der Passivkräfte der Einzelsituationen entspricht näherungsweise der resultierenden Passivkraft beim Fräsen mit einer Kombination aus Sturz- und Seitenwinkel.

Die Kombination aus negativem Sturzwinkel  $\rho$  und positivem Seitenwinkel  $\lambda$  sowie aus positivem Sturzwinkel und negativem Seitenwinkel führen bei gleichem Betrag auch bei größerer Werkzeugneigung zu sehr geringen Passivkräften. Mit größeren Winkelbeträgen beider Kombinationen wurden zudem die höheren Schnittqualitäten an der Gleich- bzw. Gegenlaufseite erzielt (siehe Kapitel 7.3).

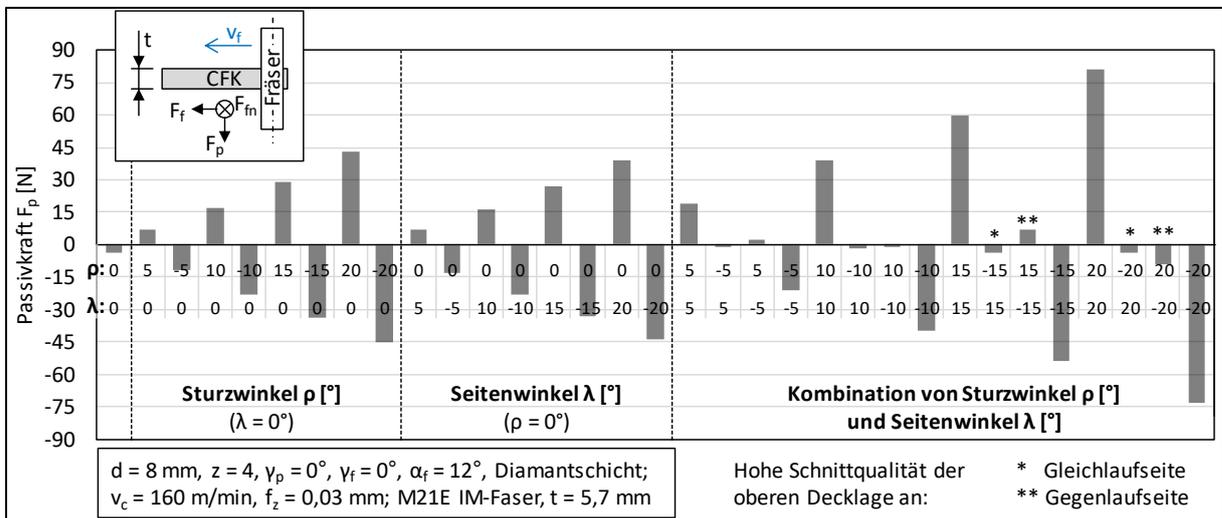


Abbildung 7.21: Werkstückseitig gemessene Kräfte in Dickenrichtung des Materials (Passivkräfte  $F_p$ ) beim Fräsen mit unterschiedlichen Kombinationen aus Sturzwinkel  $\rho$  und Seitenwinkel  $\lambda$

In Abbildung 7.22 sind die Zerspankräfte von Werkzeugen mit den Rückspanwinkeln  $\gamma_p = 0^\circ$ ,  $\gamma_p = 20^\circ$  und  $\gamma_p = 40^\circ$  bei ungeneigtem Werkzeug sowie bei den zwei Neigungskombinationen ( $\rho = -10^\circ$ ,  $\lambda = 10^\circ$ ) und ( $\rho = -15^\circ$ ,  $\lambda = 15^\circ$ ) aufgezeigt. Das Werkzeug mit Rückspanwinkel  $\gamma_p = 0^\circ$  weist tendenziell die höchsten Vorschubkräfte  $F_f$  und Vorschubnormalkräfte  $F_{fn}$  auf. Diese bleiben zudem weitgehend unverändert bei größerer Neigung des Werkzeuges. Die resultierenden Zerspankräfte schwanken um bis zu 20 %, wobei keine eindeutige Tendenz hinsichtlich der Neigung erkennbar ist.

Bei der Vorschubkraft  $F_f$  ist der Einfluss der Werkzeugneigung insbesondere bei dem Werkzeug mit einem Rückspanwinkel  $\gamma_p = 20^\circ$  zu sehen. Die Vorschubkraft sinkt hierbei von  $F_f = 135 \text{ N}$  im ungeneigten Zustand auf  $F_f = 100 \text{ N}$  bei  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$ . Die Vorschubkräfte der Werkzeuge mit  $\gamma_p = 0^\circ$  und  $\gamma_p = 40^\circ$  bleiben in etwa auf dem Ausgangsniveau von  $F_f = 132 \text{ N}$  und  $F_f = 105 \text{ N}$ . Bei der Vorschubnormalkraft  $F_{fn}$  ist ein leichter Anstieg der Kräfte mit größerer Neigung für  $\gamma_p = 0^\circ$  und  $\gamma_p = 40^\circ$  zu erkennen, während sie bei einem Werkzeug mit dem Rückspanwinkel  $\gamma_p = 20^\circ$  geringer wird.

Der Einfluss des Rückspanwinkels zeigt sich deutlich in der mit  $F_p \approx -70 \text{ N}$  etwa doppelt so hohen Passivkraft bei dem Werkzeug mit  $\gamma_p = 40^\circ$  im Vergleich zu  $\gamma_p = 20^\circ$ . Die Neigungskombination ( $\rho < 0^\circ$ ,  $\lambda > 0^\circ$ ) führt bei den Werkzeugen mit Rückspanwinkel auch bei größerer Neigung zu einer sehr geringen Abnahme der Passivkraft.

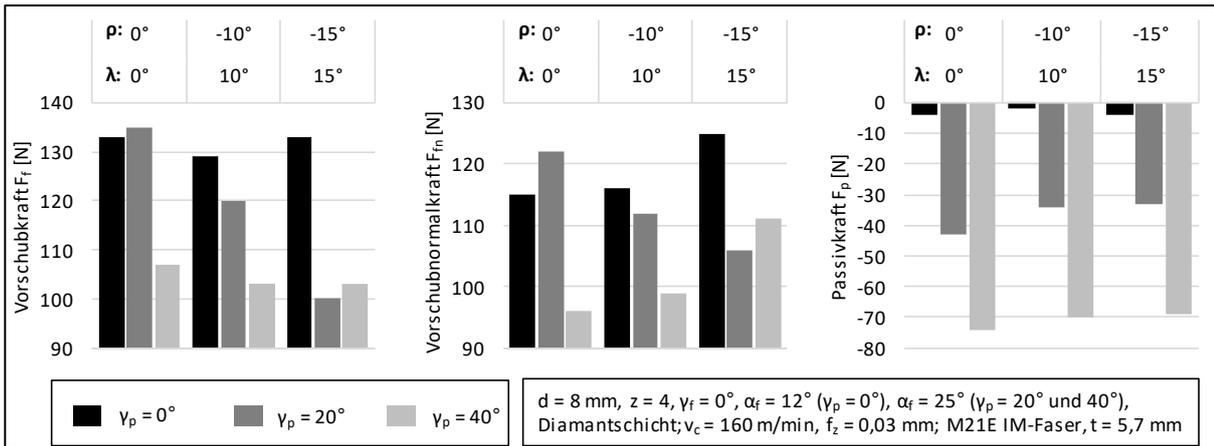
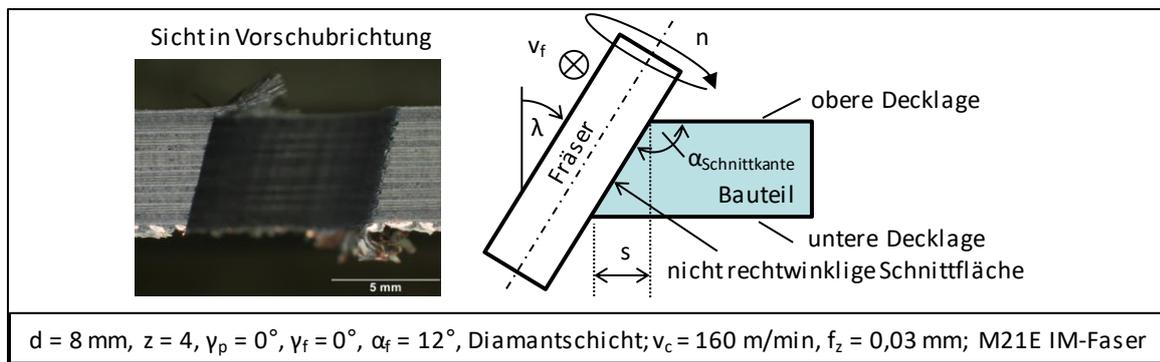


Abbildung 7.22: Werkstückseitig gemessene Vorschub-, Vorschubnormal- und Passivkräfte in Abhängigkeit vom Rückspanwinkel  $\gamma_p$  und vom Sturzwinkel  $\rho$  und/oder Seitenwinkel  $\lambda$

### Schnittflächengeometrie

Das Fräsen mit Seitenwinkel sowie bei gekurvter Vorschubbewegung mit Sturzwinkel führt bei zylindrischen Werkzeugen zu einer nicht rechtwinklig zur Bauteiloberfläche liegenden Schnittfläche ( $\alpha_{\text{Schnittkante}} \neq 90^\circ$ ) (siehe Abbildung 7.23). In der industriellen Praxis werden typischerweise rechtwinklige Schnittflächen gefordert. Um dieser Anforderung gerecht zu werden, kann z. B. in einem nachgelagerten Frässchritt mit senkrecht stehender Werkzeugachse die Rechtwinkligkeit wiederhergestellt werden. Damit die bereits erzeugte hohe Schnittqualität der oberen Decklage nicht vermindert wird, bietet sich z. B. eine nachfolgende Fräsoperation mit der Eingriffsbreite  $a_e = s$  an, die in Abbildung 7.23 dargestellt ist. Das Maß  $s$  stellt hierbei den horizontalen Abstand zwischen Ober- und Unterkante einer nicht rechtwinkligen Schnittfläche dar. Um eine etwaige Tiefenschädigung der unteren Decklage bei dieser Bearbeitung sicher entfernen zu können, darf die Tiefe der Schädigung der unteren Decklage nicht größer sein, als das Maß  $s$ . Wie in Kapitel 7.4 gezeigt, eignet sich hierbei der Einsatz von Werkzeugen mit positivem Rückspanwinkel. Eine weitere Möglichkeit zur Erzeugung senkrechter Schnittflächen liefert der Einsatz konischer Werkzeuge.



$d = 8 \text{ mm}$ ,  $z = 4$ ,  $\gamma_p = 0^\circ$ ,  $\gamma_f = 0^\circ$ ,  $\alpha_f = 12^\circ$ , Diamantschicht;  $v_c = 160 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 0,03 \text{ mm}$ ; M21E IM-Faser

Abbildung 7.23: Vorschub-, Vorschubnormal- und Passivkräfte in Abhängigkeit vom Rückspanwinkel und vom Sturzwinkel und/oder Seitenwinkel sowie mit Rückspanwinkel

### Werkstoffeinfluss

In Abbildung 7.24 ist die erzielte Schnittqualität mit negativem Sturzwinkel und positivem Seitenwinkel in unterschiedlichen CFK-Werkstoffen bei einem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$

dargestellt. Die CFK-Werkstoffe unterscheiden sich hierbei in der Matrix sowie im eingesetzten Fasertyp.

An der Gleichlaufseite ist die Schnittqualität bei allen Werkstoffen sehr hoch. Bei  $\rho = -15^\circ$  und  $\lambda = 15^\circ$  ist die obere Schnittkante schädigungsfrei (grün markiert). Die Schnittqualität der Gegenlaufseite variiert zum Teil stark. Bei den Werkstoffen HexPlyM21E und TORAYCA kommt es zu deutlichen Faserüberständen und Tiefenschädigungen. Mit zunehmender Neigung des Werkzeuges nehmen bei allen Werkstoffen die Faserüberstände an der Gegenlaufseite zu.

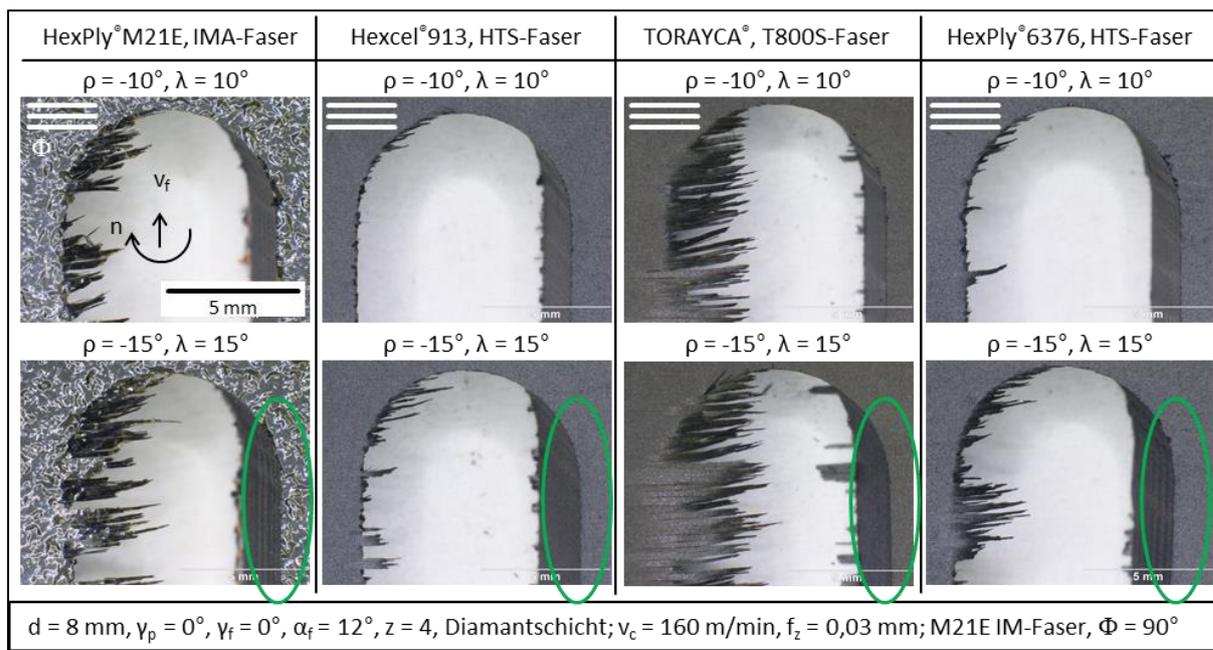


Abbildung 7.24: Schnittkanten der oberen Decklage unterschiedlicher CFK-Werkstoffe beim Fräsen mit verschiedenen Sturzwinkeln  $\rho$  und Seitenwinkeln  $\lambda$  für einen Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$

Der stichprobenartige Vergleich der Trennvektoren mit der erzielten Schnittqualität bei unterschiedlichen CFK-Werkstoffen zeigt, dass die Ergebnisse bei unterschiedlichen Werkzeugneigungen auf weitere Werkstoffe übertragbar sind. Der Einfluss der Werkzeugneigung ist abhängig vom Werkstoff. Die Art des Einflusses bleibt jedoch gleich. Zudem erfolgt die Berechnung der Fasertrennvektoren unabhängig vom Werkstoff. Aus diesem Grund gelten die in den vorherigen Abschnitten ermittelten Erkenntnisse zum geometrischen und kinematischen Einfluss für alle Werkstoffe mit unidirektionaler Decklage.

## 7.6 Erkenntnisse zum Fräsen mit geneigten Werkzeugen mit variablen $\gamma_p$

Das Fräsen mit geneigtem Werkzeug führt zu einer räumlichen Veränderung der Schneidposition und der Schnittbewegung relativ zur Faser. Die durchgeführten Versuche haben gezeigt, dass die Schnittqualität hinsichtlich Delamination sowie die resultierenden Kräfte durch die Neigung beeinflusst werden. Der Einfluss der Neigung auf die Delamination wird zudem durch den Faserorientierungswinkel  $\Phi$  mitbestimmt.

Der Vergleich der erzielten Schnittqualitäten unter den berechneten Koordinaten der geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren hat ergeben, dass Delamination in Form von Faserüberständen vermindert wird, sobald die Schneide über der zu trennenden Faser liegt und die Schnittrichtung ins Material zeigt. An der Gleichlaufseite der oberen

Decklage kann dies mit einer Kombination aus negativem Sturzwinkel  $\rho$  und positivem Seitenwinkel  $\lambda$  erreicht werden. Bei den Versuchen mit dem Material M21E mit IM-Fasern hat sich in Kombination von Sturzwinkeln ab  $\rho \leq -15^\circ$  und Seitenwinkeln ab  $\lambda \geq 15^\circ$  eine deutlich höhere Schnittqualität eingestellt als bei geringeren Neigungswinkeln.

Das Neigen der Werkzeugachse führt insbesondere zu einer Veränderung der Zerspankräfte in Materialdickenrichtung. Hierbei führen positive Sturz- und Seitenwinkel zu einem Drücken des Werkzeuges auf das Material ( $F_p > 0 \text{ N}$ ), während negative Sturz- und Seitenwinkel zu einem Ziehen ( $F_p < 0 \text{ N}$ ) führen. Im untersuchten Neigungswinkelbereich hat sich gezeigt, dass sich die jeweiligen Passivkräfte bei der Kombination von Sturz- und Führungswinkel addieren. Bei der Kombination aus negativem Sturzwinkel und positivem Seitenwinkel, mit der das insgesamt beste Schnittergebnis erzielt wurde, traten fast keine Passivkräfte auf.

Am Anfang des Kapitels 7.3 werden vier, die Koordinaten der Fasertrennvektoren betreffende Bedingungen aus den vorangegangenen Versuchen mit Sturz- oder Seitenwinkel abgeleitet. Der Vergleich der Schnittergebnisse mit den Fasertrennvektoren ergab auch bei den Versuchen mit Neigungswinkelkombinationen, dass die Erfüllung der Bedingungen tendenziell zu jeweils kürzeren Faserüberständen führt. Darüber hinaus konnten aus dem momentanen Winkel zwischen Schnittfläche und Laminatdecklage zwei weitere Einflussgrößen auf die Faserüberstände identifiziert werden. Sowohl bei einem stumpfen Winkel in der Nutzspitze ( $\alpha_{\text{Nutzspitze}} > 90^\circ$  bei  $\varphi = 90^\circ$ ) als auch bei einem stumpfen Winkel an der Schnittkante ( $\alpha_{\text{Schnittkante}} > 90^\circ$   $\varphi = 0^\circ/180^\circ$ ) wurden in allen Versuchen kurze Faserüberstände gemessen. Die am ungedrallten Werkzeug ( $\gamma_p = 0^\circ$ ) für geringe Faserüberstände ermittelten sechs Bedingungen besitzen nach den für gedrallte Werkzeuge ( $\gamma_p \neq 0^\circ$ ) durchgeführten Stichversuchen für letztere ebenfalls qualitative Gültigkeit.

Insgesamt bewirkt das gezielte Neigen des Werkzeuges eine Verbesserung der Schnittqualität gegenüber einem ungeneigten Werkzeug. Es gibt jedoch die Schnittkanten und Schnittflächen betreffende Begleiterscheinungen beim Fräsen mit geneigter Werkzeugachse.

Die Werkzeugneigung zur Erhöhung der Schnittqualität an einer Schnittkante führt zu einer Abnahme der Schnittqualität an der anderen Schnittkante derselben Schnittseite. In den Versuchen konnte die Schnittqualität der unteren Decklage durch Verwendung von Werkzeugen mit positivem Rückspanwinkel gegenüber nicht gedrallten Werkzeugen deutlich verbessert werden. Die Werkzeuge mit positivem Rückspanwinkel haben jedoch zu höheren Passivkräften und somit auch bei den größten Neigungswinkeln zu einem „Ziehen“ am Bauteil geführt. Hierdurch werden unerwünschte Bauteilschwingungen begünstigt.

Die Schnittfläche ist bei der Bearbeitung mittels eines geneigten, zylindrischen Werkzeuges – insbesondere bei Verwendung eines Seitenwinkels – nicht rechtwinklig zur Bauteildecklage. Mit Hilfe eines nachfolgenden Teilschnittes kann die Rechtwinkligkeit wiederhergestellt werden. Eine weitere zu untersuchende Möglichkeit bietet der Einsatz konischer Werkzeuge.

## 8 Einfluss der Fräsbahn auf die Faserüberstände

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse zum Fräsen von Halbkreisen und rechten Winkeln für ausgewählte Faserorientierungen dargestellt und die Längen der Faserüberstände mit den in Kapitel 4.2 vorgestellten Berechnungsmodellen der maximal möglichen Länge der Faserüberstände verglichen.

### 8.1 Ergebnisse bei kreisförmiger Vorschubbewegung

Im Folgenden werden die Faserüberstände in Halbkreisen bei herkömmlicher, d. h. der Bauteilkontur stetig folgender, Vorschubbewegung und denen bei optimierter Vorschubbewegung nach Abbildung 4.24 gegenübergestellt und mit den berechneten Werten verglichen. Teile dieser Untersuchung wurden bereits in [Hin16b, Hin17] veröffentlicht.

#### 8.1.1 Faserüberstände bei herkömmlicher Vorschubbewegung

In Abbildung 8.1 sind die Faserüberstände von im Uhrzeigersinn gefrästen Halbkreisen mit unterschiedlichen Radien der Vorschubbahn  $30 \text{ mm} \leq R_{\text{Vorschub}} \leq 90 \text{ mm}$  gezeigt. Es sind deutliche Faserüberstände unterschiedlicher Längen an den Innen- und Außenkanten zu sehen. Die längsten Faserüberstände treten an der konkaven Außenkante auf (rot markiert). An der Innenkante sind bei allen drei Halbkreisen die kürzeren Faserüberstände in dem Viertelkreis im Fasertrennwinkelbereich  $0^\circ \leq \theta_{\text{Kante}} \leq 90^\circ$  zusehen, wobei die kürzesten Überstände im Bereich  $0^\circ \leq \theta_{\text{Kante}} \leq 45^\circ$  auftreten. An der Außenkante hingegen sind die kürzeren Faserüberstände in dem Viertel  $90^\circ \leq \theta_{\text{Kante}} \leq 180^\circ$  zu erkennen, wobei die kürzesten Überstände im Bereich  $135^\circ \leq \theta_{\text{Kante}} \leq 180^\circ$  liegen.

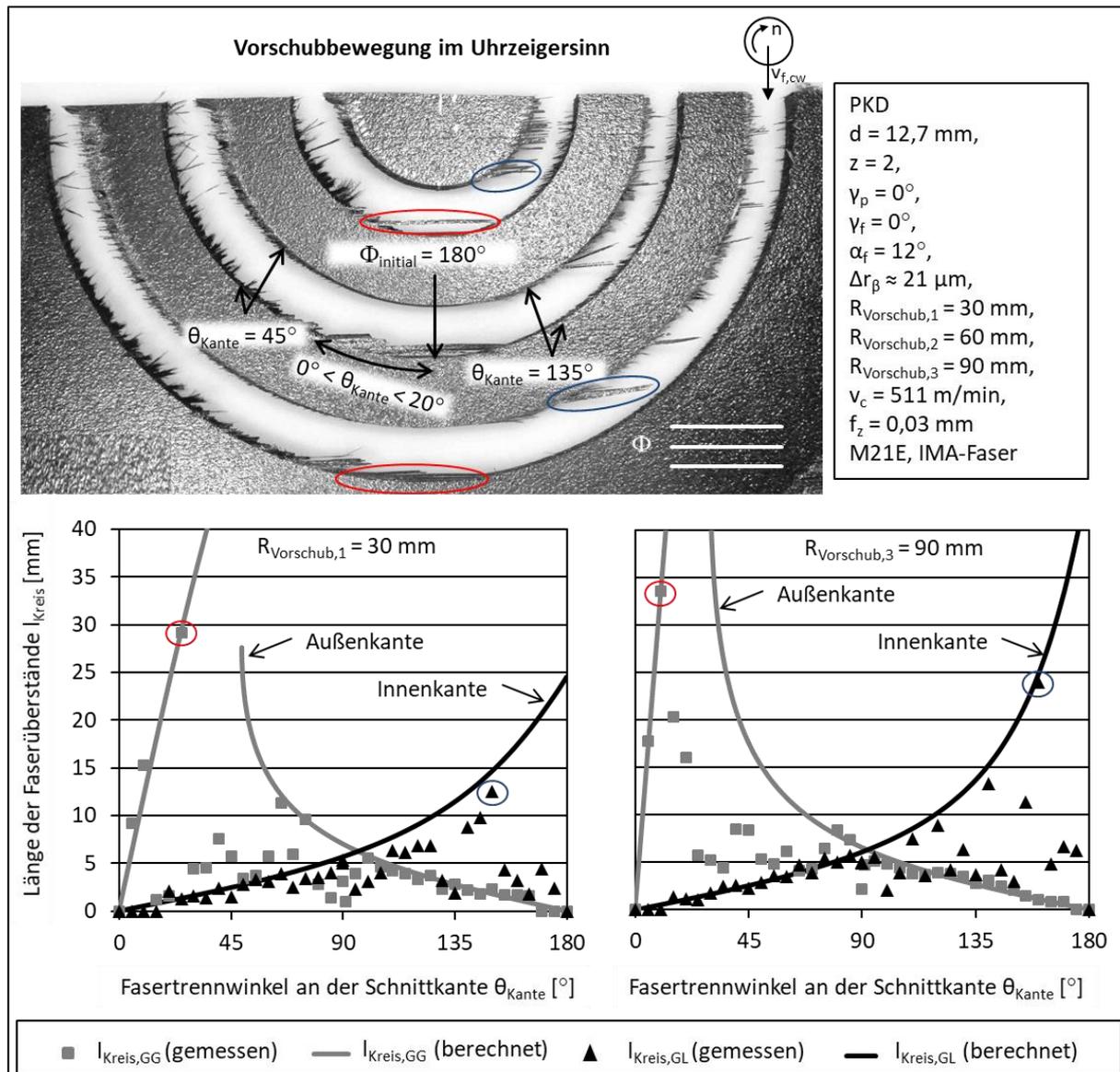


Abbildung 8.1: Gemessene und berechnete Faserüberstandslängen an den Kanten der im Uhrzeigersinn gefrästen Halbkreise [nach Hin17]

In Abbildung 8.2 sind die Faserüberstände von gegen den Uhrzeigersinn gefrästen Halbkreisen mit unterschiedlichen Radien der Vorschubbahn  $30 \text{ mm} \leq R_{\text{Vorschub}} \leq 90 \text{ mm}$  gezeigt. Wie bei der Vorschubbewegung im Uhrzeigersinn sind deutliche Faserüberstände unterschiedlicher Längen an den Innen- und Außenkanten zu sehen. Die längsten Faserüberstände treten an der Außenkante auf (rot markiert). An der Innenkante sind bei allen drei Halbkreisen die kürzeren Faserüberstände in dem Viertelkreis im Fasertrennwinkelbereich  $90^\circ \leq \theta_{\text{Kante}} \leq 180^\circ$  zu sehen, wobei die kürzesten Überstände im Bereich  $135^\circ \leq \theta_{\text{Kante}} \leq 180^\circ$  auftreten. An der Außenkante hingegen sind die kürzeren Faserüberstände in dem Viertel  $0^\circ \leq \theta_{\text{Kante}} \leq 90^\circ$  zu erkennen, wobei die kürzesten Überstände im Bereich  $0^\circ \leq \theta_{\text{Kante}} \leq 45^\circ$  liegen. Die Faserüberstände verhalten sich spiegelverkehrt um  $\Phi_{\text{initial}} = 0^\circ/108^\circ$  zu den Faserüberständen der im Uhrzeigersinn gefrästen Halbkreise (siehe Abbildung 8.1).

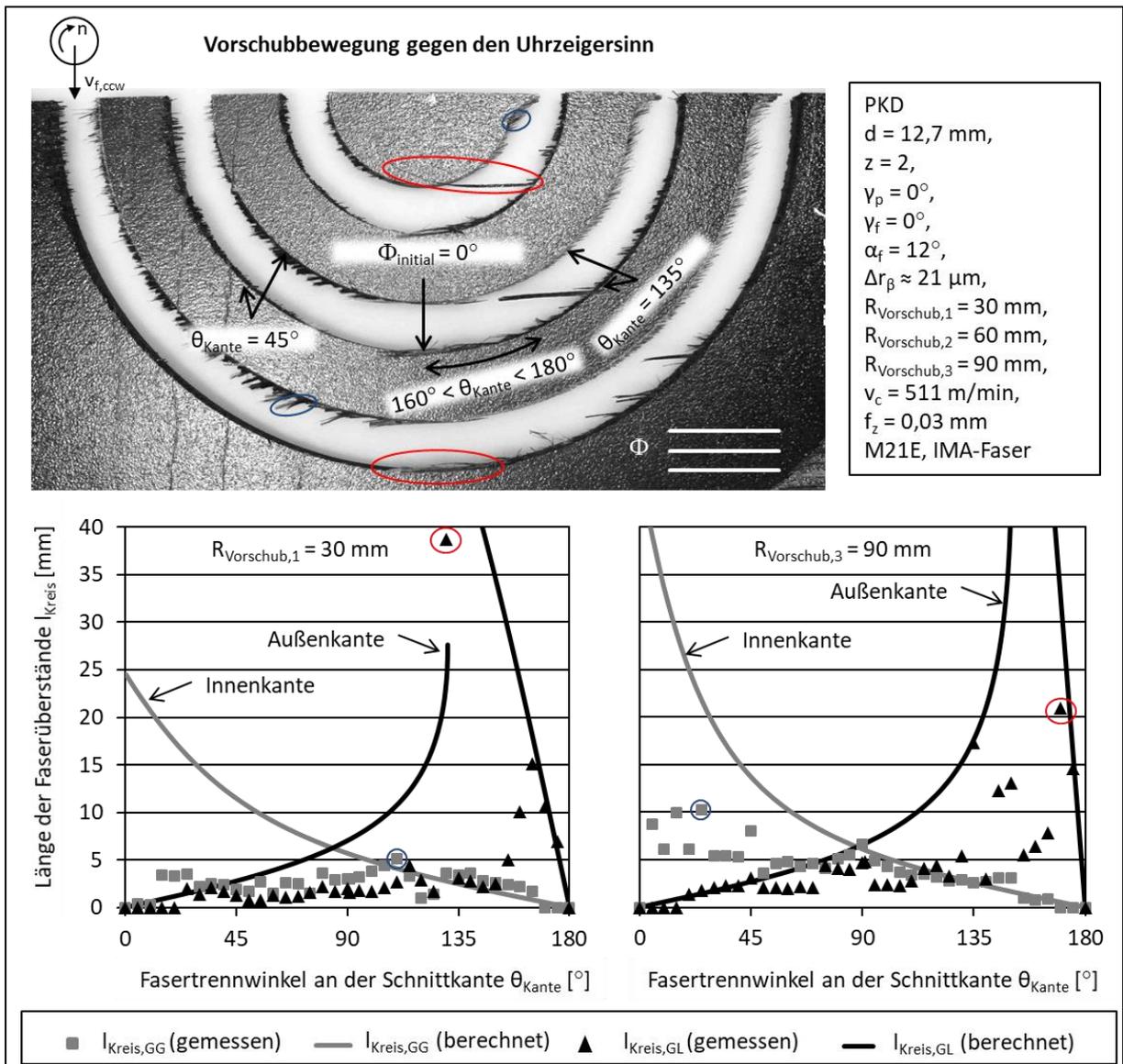


Abbildung 8.2: Faserüberstände an den Kanten der gegen den Uhrzeigersinn gefrästen Halbkreise [nach Hin17]

Des Weiteren sind in Abbildung 8.1 und Abbildung 8.2 die gemessenen Faserüberstände für die Radien der Vorschubbahn  $R_{\text{Vorschub},1} = 30 \text{ mm}$  sowie  $R_{\text{Vorschub},3} = 90 \text{ mm}$  über dem Fasertrennwinkel an der Kante  $\theta_{\text{Kante}}$  aufgetragen. Zum Vergleich mit dem in Kapitel 4.2.2 aufgestellten Modell sind die berechneten maximal möglichen Längen der Faserüberstände dargestellt. Es zeigt sich, dass in den Fasertrennwinkelbereichen, in denen die berechneten Faserüberstände kurz sind, auch kurze Faserüberstände gemessen werden. Diese Übereinstimmung findet sich ebenfalls für die Bereiche mit langen Faserüberständen.

Alle gemessenen Längen der Faserüberstände liegen dicht an den oder unterhalb der berechneten Werte. Vereinzelt Ausreißer der gemessenen Werte in positive Richtung sind auf Messungenauigkeiten aufgrund der stark ausgefransten und teilweise geknickten Fasern zurückzuführen.

Beim Fräsen mit einer Vorschubbewegung im Uhrzeigersinn wird die Außenkante im Gegenlauf und beim Fräsen gegen den Uhrzeigersinn im Gleichlauf bearbeitet. In beiden Situationen

zeigen die berechneten Faserüberstandslängen einen sprunghaften Anstieg, der bei den gemessenen Werten nicht so ausgeprägt ist. Mit größerem Radius der Vorschubbahn liegen die längsten gemessenen Faserüberstände dichter an dem Fasertrennwinkel  $\theta_{\text{Kante}} = 0^\circ/180^\circ$ . Diese Korrelation ist auch den berechneten Werten aus der Gleichung (4.30) zu entnehmen.

Bei allen gefrästen Halbkreisen im und gegen den Uhrzeigersinn stimmen die berechneten und gemessenen Längen der Faserüberstände nur bis zu einem Wert von  $l_{\text{Kreis}} \approx 5 \text{ mm}$  überein (siehe Abbildung 8.1 und Abbildung 8.2). Bei größeren berechneten Faserüberstandslängen sind die gemessenen Werte meist deutlich kleiner als durch das Modell vorhergesagt. Ein eindeutiger Zusammenhang bei langen Faserüberständen findet sich an der Außenkante der im Uhrzeigersinn gefrästen Bahn im Fasertrennwinkelbereich  $0^\circ < \theta_{\text{Kante}} < 20^\circ$ . Hier stimmen die berechneten und gemessenen Längen deutlich überein. Bei der gegen den Uhrzeigersinn gefrästen Bahn hingegen ist dies im Bereich  $160^\circ < \theta_{\text{Kante}} < 180^\circ$  zu finden. Diese Beobachtung ist ebenfalls in den zuvor genannten Fasertrennwinkelbereichen an den gefrästen Halbkreisen ersichtlich, in denen die Faserüberstände nahezu eine Sekante an der Außenkante bilden. Die Ursache für die meist deutlich kürzeren gemessenen Faserüberstände gegenüber den berechneten liegt im undefinierten Brechen bereits existierender Faserüberstände in Folge zahlreicher Kontakte mit der Schneide. Dieser Effekt nimmt mit längerem Faserüberstand tendenziell zu.

### 8.1.2 Faserüberstände bei optimierter Vorschubbewegung

Durch bereichsweise Vorschubumkehr gelingt es, den Abstand der Linie der initialen Fasertrennpunkte zur Gutseite auf ein Minimum zu reduzieren und die längsten Faserüberstände auf den halben Werkzeugdurchmesser zu begrenzen.

In Abbildung 8.3 sind die Ergebnisse der Versuche des Fräsen von Halbkreisen mit optimierter Vorschubbewegung für die Außen- und Innenkante mit  $R_{\text{außen}} = R_{\text{innen}} = 36 \text{ mm}$  dargestellt. Die Gutseite ist jeweils grün markiert. Im Vergleich zu den Außenkanten bei den Vorschubrichtungen im und gegen den Uhrzeigersinn (siehe Abbildung 8.1 und Abbildung 8.2) sind an der Außenkante keine langen Faserüberstände zu erkennen (siehe Abbildung 8.3 a)). An der Innenkante treten gegenüber den herkömmlichen Vorschubrichtungen ebenfalls geringere Faserüberstände auf (siehe Abbildung 8.3 b))

Des Weiteren sind die berechneten maximal möglichen Faserüberstände sowie die in Schritten von  $\Delta\theta_{\text{Kante}} = 5^\circ$  gemessenen Faserüberstände über dem Fasertrennwinkel an der Kante  $\theta_{\text{Kante}}$  aufgetragen. Die gemessenen Längen der Faserüberstände folgen dem Verlauf der berechneten Werte und liegen nahezu auf dem gleichen Niveau. Kleine Ausreißer nach oben sind wie zuvor auf Messungenauigkeiten aufgrund der stark ausgefransten und teilweise geknickten Fasern zurückzuführen.

Der Vergleich der berechneten mit den gemessenen Faserüberstandslängen zeigt für die Fräsbearbeitung von Kreiskonturen, dass die an den Faserorientierungswinkel relativ zum Werkstück  $\Phi_{\text{WS}}$  angepassten Vorschubrichtungen geeignet sind, die maximale Länge der Faserüberstände auf den halben Werkzeugdurchmesser zu begrenzen.

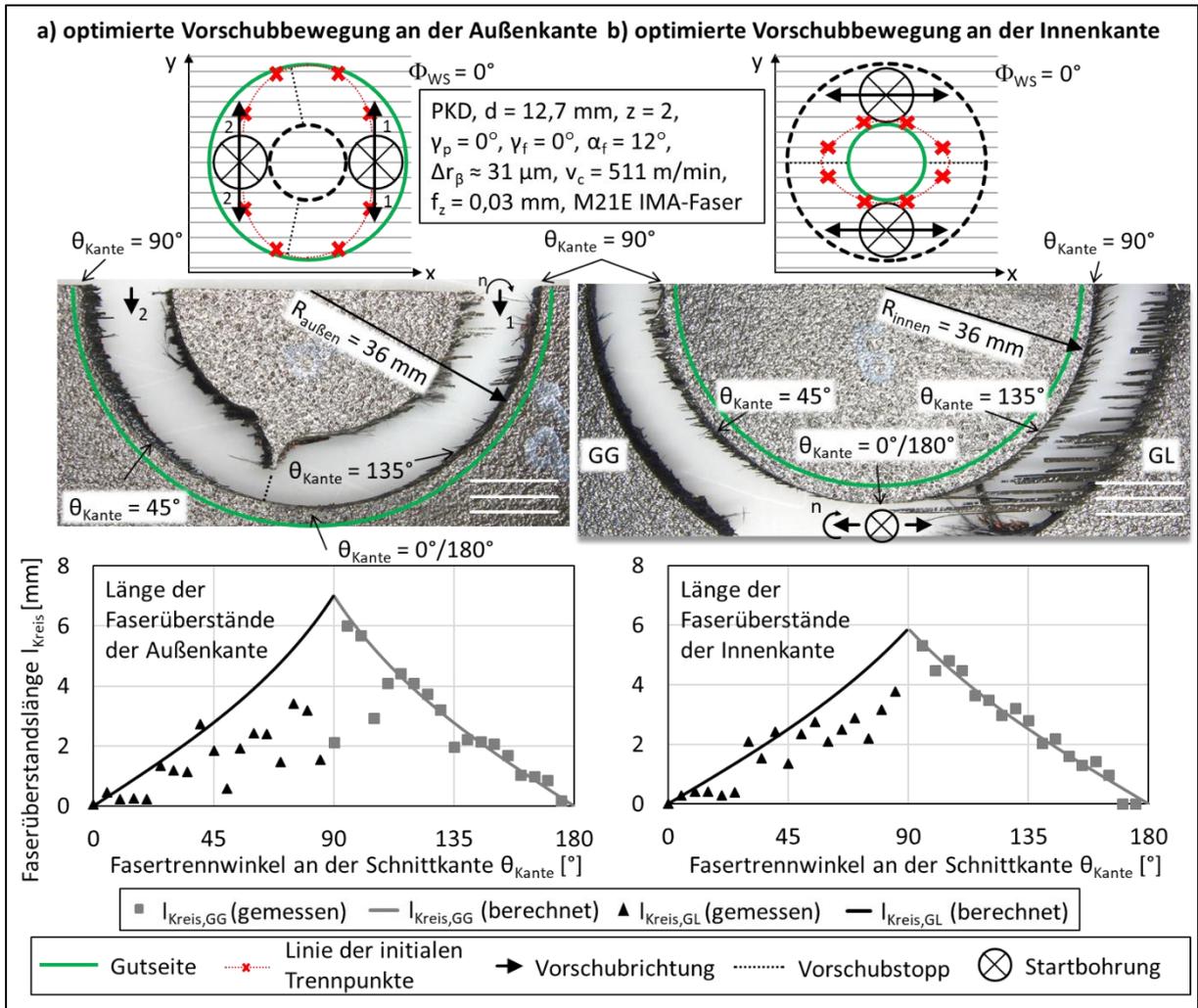


Abbildung 8.3: Faserüberstände an der Außen- und Innenkante von Halbkreisen mit optimierter Vorschubbewegung [A\_16b]

Die Schneidenabflachung war bei den Versuchen mit optimierter Vorschubbewegung mit  $\Delta r_\beta \approx 31 \mu\text{m}$  größer als bei den mit herkömmlicher Vorschubrichtung gefrästen Halbkreisen ( $\Delta r_\beta \approx 21 \mu\text{m}$ ). Der Einfluss der größeren Schneidenabflachung zeigt sich in den deutlich sichtbaren, erwartungsgemäß langen Faserüberständen an der Außenkante des Halbkreises in Abbildung 8.3 b), dessen Vorschubbewegung die für die Innenkante optimierte war. Die Faserüberstände bei geringerer Schneidenabflachung sind deutlich kleiner, vergleiche hierzu die im Uhrzeigersinn gefrästen Halbkreise in Abbildung 8.2.

In Abbildung 8.3 b) ist weiterhin der Einfluss der Bearbeitung im Gleich- und Gegenlauf auf das Vorliegen von Faserüberständen an der nicht optimierten Außenkante deutlich sichtbar. An der im Gleichlauf bearbeiteten Kante (mit GL gekennzeichnet) sind deutliche Faserüberstände zu sehen, wohingegen an der Gegenlaufseite (GG) nur vereinzelt kurze Faserüberstände auftreten. Die theoretisch maximal möglichen Faserüberstandslängen beider Außenkantenabschnitte sind in diesem Fall spiegelsymmetrisch zur Vertikalachse durch den Kreismittelpunkt und somit identisch.

Die Schneidenabflachung sowie die Bearbeitung im Gleich- und Gegenlauf wirken sich somit auf die Länge von Faserüberständen aus, sind jedoch stets auf die jeweils maximal mögliche

Länge begrenzt. Das in Kapitel 4.2 aufgestellte Modell zur Berechnung der maximal möglichen Länge der Faserüberstände behält somit seine Gültigkeit.

## 8.2 Ergebnisse beim Fräsen von Winkeln

Im Folgenden werden die Faserüberstände in rechten Winkeln bei herkömmlicher, d. h. der Bauteilkontur stetig folgender, Vorschubbewegung denen bei optimierter Vorschubbewegung nach Abbildung 4.24 gegenübergestellt und mit der in Kapitel 4.2 eingeführten Linie der initialen Fasertrennpunkte verglichen.

### 8.2.1 Faserüberstände bei herkömmlicher Vorschubbewegung

In Abbildung 8.4 sind die Schnittergebnisse der im und gegen den Uhrzeigersinn gefrästen rechten Winkel bei den vier Faserorientierungswinkeln relativ zum Werkstück  $\Phi_{WS} = 0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  und  $135^\circ$  gezeigt.

In die jeweiligen Fräsbahnen sind die Linien der initialen Fasertrennpunkte eingezeichnet. Es ist zu erkennen, dass kein Faserüberstand diese Linie überschreitet. Zu beiden Seiten der Fräsbahnen sind die Faserüberstände entweder deutlich kürzer oder sie reichen direkt bis an die Linie heran. Dies bestätigt die in Kapitel 4.2 aufgestellten Berechnungsmodelle zur Vorhersage der maximal möglichen Längen der Faserüberstände.

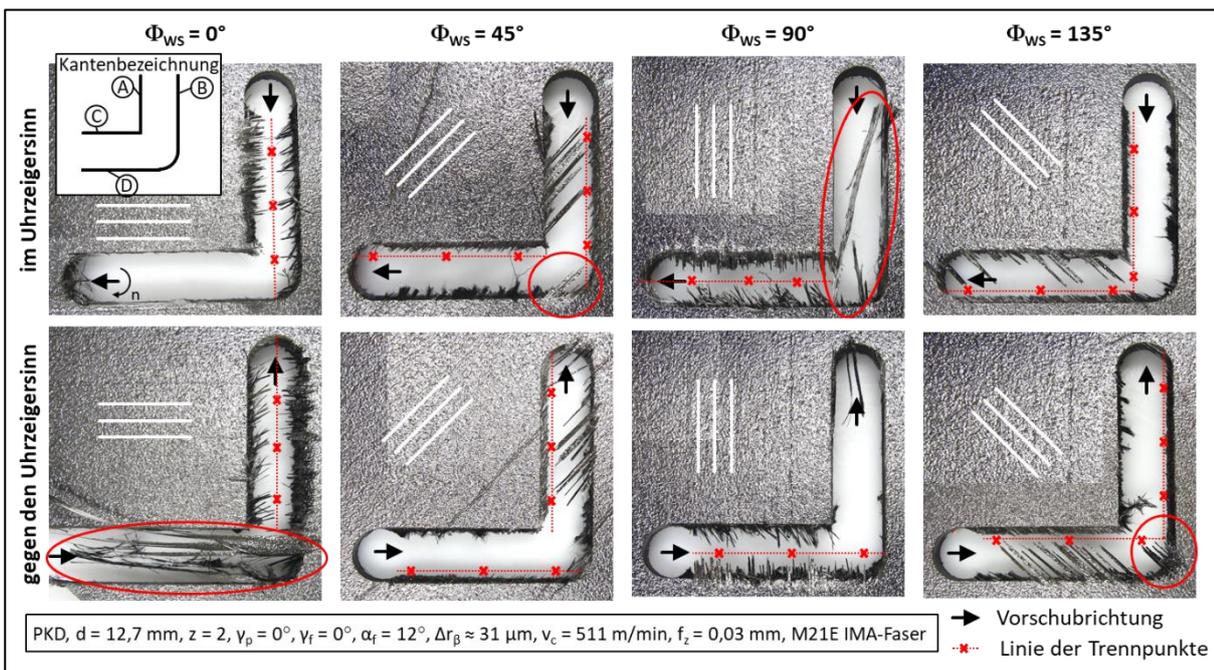


Abbildung 8.4: Schnittqualität im rechten Winkel bei Vorschubbewegungen im und gegen den Uhrzeigersinn bei unterschiedlichen Faserorientierungswinkeln relativ zum Werkstück  $\Phi_{WS}$

Die Längen der Faserüberstände an den geraden Abschnitten, siehe Kanten A, B, C und D, unterscheiden sich deutlich in Abhängigkeit von der Faserorientierung und der Vorschubrichtung. Dies entspricht dem in Kapitel 2.3 aufgeführten Stand der Technik, wonach die Faserüberstände an Gleich- und Gegenlaufseite maßgeblich durch den jeweiligen Faserorientierungswinkel  $\Phi$  definiert werden.

In den rot eingekreisten Bereichen weicht die Länge der Faserüberstände von den weiter entfernten Faserüberständen an derselben Kante ab. Mit dem aktuellen Stand der Technik lassen sich diese Beobachtungen nicht erklären, da die bisherigen wissenschaftlichen Untersuchungen zum Thema Faserüberstände bei linearer Vorschubbewegung ausschließlich in eine Richtung durchgeführt wurden. Die Ursache der Abweichung der Längen der Faserüberstände liegt in dem Richtungswechsel der Vorschubbewegung. Wie in Kapitel 4.2.3 theoretisch beschrieben, ändert sich die Lage der Linie der initialen Fasertrennpunkte durch den Richtungswechsel der Vorschubbewegung. Hierdurch ändert sich ebenfalls die theoretisch maximal mögliche Länge der Faserüberstände im Übergangsbereich.

Bei dem Faserorientierungswinkel relativ zum Werkstück  $\Phi_{WS} = 0^\circ$  hat die Vorschubbewegung gegen den Uhrzeigersinn im Übergangsbereich von Kante B zu sehr langen Faserüberständen geführt. Außerhalb des Übergangsbereiches sind die Faserüberstände an Kante B deutlich kürzer. Der gleiche Effekt ist beim im Uhrzeigersinn gefrästen rechten Winkel bei  $\Phi_{WS} = 90^\circ$  an Kante D zu sehen. Dies ist auf die theoretisch unendliche Länge der Faserüberstände bei linearer Vorschubbewegung beim Faserorientierungswinkel  $\Phi = 0^\circ/180^\circ$  zurückzuführen (siehe Abbildung 4.6 und Abbildung 4.18). Der Richtungswechsel führt dazu, dass die Nutspitze der ersten Vorschubrichtung in dem Übergangsbereich eine Seite der Fräsbahn der nachfolgenden Vorschubrichtung bildet. Hierdurch bleiben die in der Nutspitze endenden Faserüberstände der ersten Vorschubrichtung erhalten.

Beim gegen den Uhrzeigersinn gefrästen rechten Winkel bei  $\Phi_{WS} = 135^\circ$  sind an Kante B ausschließlich im rot markierten Übergangsbereich lange Faserüberstände zu erkennen, die auf die Verlagerung der Linie der initialen Fasertrennpunkte zurückzuführen sind. Im Übergangsbereich an Kante D des im Uhrzeigersinn gefrästen rechten Winkels bei  $\Phi_{WS} = 45^\circ$  sind längere Faserüberstände sichtbar, die an der übrigen Kante D nicht vorliegen. Diese Beobachtungen decken sich mit den theoretischen Überlegungen der Längen der Faserüberstände im Übergangsbereich, vergleiche hierzu die berechneten maximal möglichen Längen der Faserüberstände an Kante D in Abbildung 4.18.

Sehr lange Faserüberstände im Übergangsbereich, die länger sind als an den geraden Abschnitten, sind nur an den außenliegenden Kanten B und D zu finden, die zugleich eine konkave Bauteilkontur darstellen. Dies Ergebnis deckt sich mit den beim Fräsen von Halbkreisen gewonnenen Erkenntnissen, wonach die insgesamt längsten Faserüberstände an der konkaven Außenkante der Kreise auftreten (vgl. Kapitel 8.1).

Wie auch beim Fräsen der Halbkreise zeigt sich, dass die Länge von Faserüberständen durch die Bearbeitung im Gleich- und Gegenlauf beeinflusst wird, jedoch nicht deren maximal mögliche Länge. Das in Kapitel 4.2 aufgestellte Modell zur Berechnung der maximal möglichen Länge der Faserüberstände behält somit auch weiterhin seine Gültigkeit.

Der Großteil der Kombinationen der Vorschubbewegung und des Faserorientierungswinkels relativ zum Werkstück  $\Phi_{WS}$  hat zu langen Faserüberständen an den Kanten A oder C sowie an den Kanten B oder D geführt (siehe Abbildung 8.4). Die beiden Kantenpaare entsprechen je-

weils einem konvexen bzw. konkaven Bauteilumriss. Um geringe maximal mögliche Faserüberstandslängen an jeweils beiden Kanten eines Kantenpaares zu erzielen, muss eine Anpassung der Vorschubbewegung erfolgen.

### 8.2.2 Faserüberstände bei optimierter Vorschubbewegung

Die Schnittqualität für das Fräsen der rechten Winkel mit den optimierten Vorschubbewegungen nach Abbildung 4.24 für die Kantenpaare A und C sowie B und D ist in Abbildung 8.5 für die Faserorientierungswinkel relativ zum Werkstück  $\Phi_{WS} = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$  und  $135^\circ$  gezeigt. Bei den grün markierten Gutseiten sind die Längen der Faserüberstände auf gleichem Niveau oder kleiner als bei herkömmlicher Vorschubbewegung (vgl. Abbildung 8.4). Die anhand der theoretischen Überlegungen optimierten Vorschubbewegungen in Kapitel 4.2.3 haben folglich zu einer realen Verbesserung der Qualität der Schnittkanten geführt.

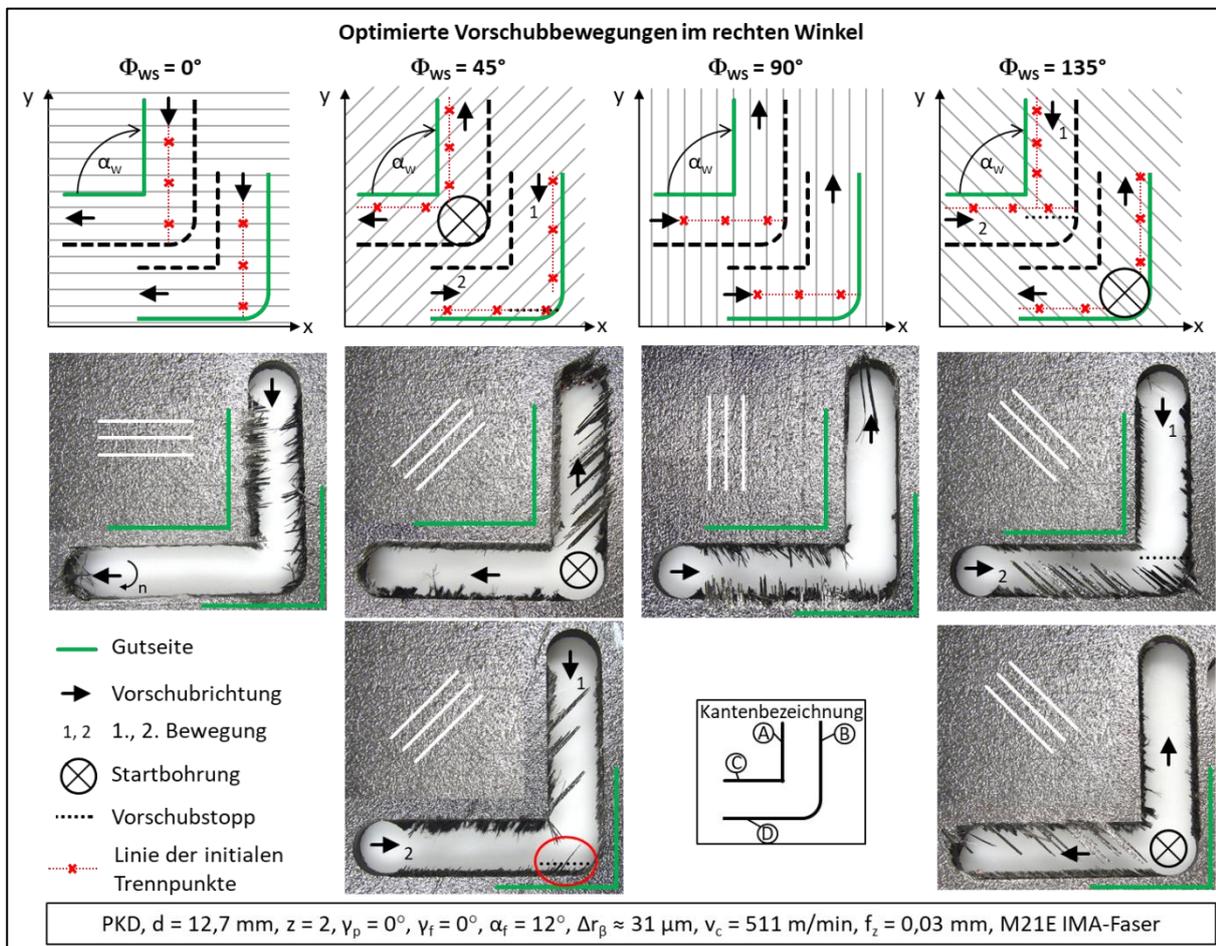


Abbildung 8.5: Faserüberstände im rechten Winkel bei optimierter Vorschubbewegung für die Kantenpaare A und C sowie B und D bei unterschiedlichen Faserorientierungswinkeln relativ zum Werkstück  $\Phi_{WS}$

Insbesondere an der Gutseite in den Übergangsbereichen des Kantenpaares B und D weichen die Längen der Faserüberstände nicht von denen der linearen Abschnitte ab. Zudem sind an keiner der Gutseiten Faserüberstände zu erkennen, die länger als der halbe Werkzeugdurchmesser sind. Eine Ausnahme bildet die rot markierte Abweichung der Länge der Faserüberstände an Kante D für den Faserorientierungswinkel relativ zum Werkstück  $\Phi_{WS} = 45^\circ$ . Sie ist

auf eine der Nutspitze der ersten Vorschubrichtung vorseilende Tiefenschädigung zurückzuführen. Diese hat die Linie der initialen Fasertrennpunkte der zweiten Vorschubrichtung überschritten, wodurch die zuvor erzeugten Faserüberstände durch die nachfolgende Vorschubbewegung nicht abgetrennt werden konnten.

Wie bereits theoretisch untersucht und in Abbildung 4.25 dargestellt, ist ein Mindestabstand  $a$  der ersten Vorschubbewegung von der Linie der initialen Fasertrennpunkte der zweiten Vorschubbewegung erforderlich, um längere Faserüberstände im Übergangsbereich zu verhindern. In Abbildung 8.6 sind die Ergebnisse ergänzender Fräsversuche zu dem oben beschriebenen Fall des Abweichens der realen von den berechneten Faserüberständen bei  $\Phi_{WS} = 45^\circ$  an Kante D gezeigt. Zum einen wurde der Mindestabstand  $a$  variiert und zum anderen wurden die erste und die zweite Vorschubrichtung getauscht. Wird der Mindestabstand  $a$  gemäß Abbildung 4.25 unterschritten führt dies an Kante D zu den rot markierten langen Faserüberständen mit deutlich sichtbarer Tiefenschädigung (siehe Abbildung 8.6 a)). Diese Faserüberstände sowie die Tiefenschädigung waren bereits in der Nutspitze der ersten Vorschubbewegung vorhanden und konnten somit im nachfolgenden Bearbeitungsschritt nicht verhindert werden.

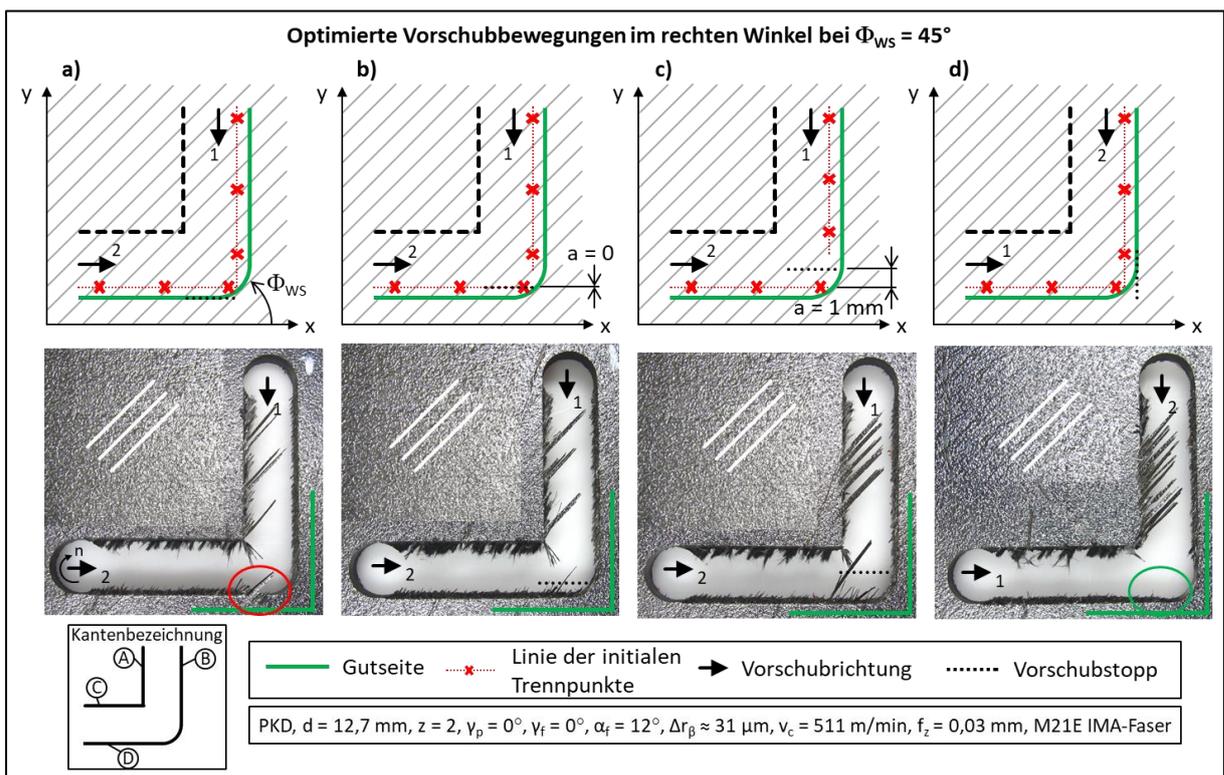


Abbildung 8.6: Einfluss von Gleich- und Gegenlauf sowie Mindestabstand  $a$  auf die Schnittqualität bei  $\Phi_{WS} = 45^\circ$  mit optimierter Vorschubbewegung

Durch einen Mindestabstand  $a = 0 \text{ mm}$  sowie  $a = 1 \text{ mm}$  konnte keine Verringerung der Faserüberstände im Übergangsbereich an Kante D erzielt werden (siehe Abbildung 8.6 b) und c)). Die Tiefenschädigung im Übergangsbereich an Kante D hingegen ist nicht mehr vorhanden. Die langen Faserüberstände an Kante D können ebenfalls durch die Delamination in der Nutspitze der ersten Vorschubbewegung und der damit verbundenen vorseilenden Tiefenschä-

digung erklärt werden. Die Tiefenschädigung ragt durch die Linie der initialen Fasertrennpunkte der zweiten Vorschubbewegung, wodurch die Fasern der Schneide ausweichen und die Faserüberstände nicht entfernt werden können.

Der Wechsel der Richtungen der ersten und zweiten Vorschubbewegung, bei der die beiden Vorschubrichtungen im Eckpunkt des rechten Winkels enden, führt insgesamt zur höchsten Schnittqualität am Kantenpaar B und D (grün markiert) (vgl. Abbildung 8.6 d und Abbildung 8.6 a)). Die Linie der initialen Fasertrennpunkte liefert hierfür keine Erklärung. Ursächlich für den Faserüberstand im Übergangsbereich D sind die unterschiedlichen Eingriffsbedingungen an den Kanten, die durch die Bearbeitung im Gleich- und Gegenlauf hervorgerufen werden.

Außerhalb des Übergangsbereiches führt die Vorschubbewegung in negativer y-Richtung bei allen Versuchen mit  $\Phi_{WS} = 45^\circ$  zu langen Faserüberständen mit deutlich sichtbarer Tiefenschädigung an der Gleichlaufseite (Kante A). Die Vorschubbewegung in positiver x-Richtung führt an der Gegenlaufseite (Kante C) zu deutlich kürzeren Faserüberständen ohne nennenswerte Tiefenschädigung, obwohl die Länge der Faserüberstände der Kanten A und C in beiden Fällen theoretisch gleich ist. Zudem liegt an Kante A ein Fasertrennwinkel  $\theta_{\text{Kante,A}} = 135^\circ$  und an Kante C ein Fasertrennwinkel  $\theta_{\text{Kante,C}} = 45^\circ$  vor.

### 8.3 Erkenntnisse zum Einfluss der Bauteilkontur auf die Faserüberstände

Bei der Untersuchung des Einflusses der Bauteilkontur bei gegebener Faserorientierung wurde die Richtung der Vorschubbewegung als größter Einflussfaktor auf die maximale Länge der Faserüberstände identifiziert. Eine ungünstige Richtung von Vorschubbewegung relativ zur Faserorientierung führte zu sehr langen Faserüberständen. Durch die Wahl einer günstigen Vorschubrichtung konnte die maximale Länge der Faserüberstände auf den halben Werkzeugdurchmesser reduziert werden.

In Kapitel 4.2 wurde ein Modell zur Berechnung der maximal möglichen Längen der Faserüberstände für die Bauteilgeometrien Gerade, Winkel und Kreis in Abhängigkeit von der Vorschubbewegung aufgestellt. Das Modell basiert auf der Annahme, dass der erste Kontakt von Werkzeug und Faser zugleich den initialen Fasertrennpunkt darstellt. In den Fräsversuchen wurde diese Annahme bestätigt. Es wurden ausschließlich Faserüberstände gemessen, die ebenso lang wie oder kürzer als die berechneten waren.

Die theoretisch maximal mögliche Länge der Faserüberstände wird durch die Position des initialen Fasertrennpunktes sowie durch die nachfolgende Vorschubbewegung des Werkzeuges beeinflusst. Bei gleichem initialen Faserorientierungswinkel  $\Phi_{\text{initial}}$  – und somit identischen Bedingungen am initialen Fasertrennpunkt – weichen die Längen der beiden entstehenden Faserüberstände bei linearer, bei kreisförmiger und bei einer Vorschubbewegung entlang eines Winkels voneinander ab. In den Versuchen traten ebenfalls deutlich unterschiedliche Längen der Faserüberstände in Abhängigkeit von der Vorschubrichtung auf.

Bei herkömmlicher, der Bauteilkontur stetig folgender Vorschubbewegung, lagen teilweise sehr lange Faserüberstände an der Schnittkante vor. Anhand der berechneten maximal möglichen Längen der Faserüberstände in Kapitel 4.2.3 wurden optimierte Vorschubbewegungen abgeleitet (siehe Abbildung 4.24). Durch diese Vorschubbewegungen, die eine systematische Minimierung des Abstandes der Linie der initialen Fasertrennpunkte zur Gutseite hin zum Ziel

hatten, wurden an der Gutseite Faserüberstände mit der maximalen Länge des halben Werkzeugdurchmessers erreicht.

In den Versuchen wurden teilweise deutlich kürzere Längen der Faserüberstände gemessen als rechnerisch vorhergesagt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Fasern einerseits nach dem initialen Trennen sukzessive abgetrennt wurden und somit keine Faserüberstände entstanden sind [Voß16]. Andererseits ist es möglich, dass temporär in die Fräsbahn ragende Faserüberstände durch nachfolgende Kontakte mit den Schneiden geknickt und abgeschlagen wurden.

Zudem wurden an Gleich- und Gegenlaufseite bei theoretisch gleichen maximal möglichen Faserüberstandslängen unterschiedliche Faserüberstände gemessen. Während an der Gegenlaufseite tendenziell zahlreiche kurze Überstände von Einzelfasern auftraten, wurden an der Gleichlaufseite häufig lange Faserbündel beobachtet.

Die an der Gegenlaufseite endenden Fasern wurden bei  $\Phi = 45^\circ$  nach dem initialen Trennen zunächst im kritischen Fasertrennwinkelbereich  $90^\circ \leq \theta < 180^\circ$  bearbeitet. Dies hat dann nach dem Fasertrennwinkelmodell nach Hartmann [Hin11, Har12] Delamination zur Folge. Im Gegensatz dazu wurden die an der Gleichlaufseite endenden Fasern bei  $\Phi = 135^\circ$  nach dem initialen Trennen zunächst im unkritischen Fasertrennwinkelbereich  $0^\circ < \theta < 90^\circ$  bearbeitet. Die Faserüberstände reichen dennoch bis an den Ort des initialen Trennpunktes heran. Diese Beobachtungen können bei dem Stand der Technik derzeit nicht erklärt werden. Die unterschiedlichen Eingriffsbedingungen liefern neben der Linie der initialen Fasertrennpunkte einen weiteren Ansatzpunkt zur Optimierung der Schnittqualität.

## 9 Einfluss der Fasertrennung auf den Werkzeugverschleiß

In diesem Kapitel wird der Einfluss der Fasertrennung auf den Werkzeugverschleiß analysiert. Hierzu wird insbesondere der Fasertrennwinkel unter Berücksichtigung der Spannungsdicke betrachtet. Wie aus Hobel- und Drehversuchen mit konstanter Spannungsdicke bei ausgewählten Fasertrennwinkeln bekannt ist, besitzt der Fasertrennwinkel einen dominanten Einfluss auf den Verschleiß (siehe Kapitel 2.2.3). Im Folgenden werden die Ergebnisse zum Einfluss des Faserorientierungswinkels  $\Phi$  sowie des Fasertrennwinkels  $\theta$  bei unterschiedlichen Spannungsdicken beim Fräsen und Hobeln vorgestellt.

### 9.1 Analyse des Werkzeugverschleißes beim Fräsen im Teilschnitt

Der Teilschnitt unterscheidet sich je nach Arbeitseingriff  $a_e$  teilweise deutlich vom Vollschnitt. Es werden nicht alle Fasertrennwinkel  $\Delta\theta = 180^\circ$  durchlaufen. Außerdem kann die Bearbeitung ausschließlich im Gleich- oder Gegenlauf erfolgen (vgl. Abbildung 2.3). Des Weiteren muss im Teilschnitt mit einem Arbeitseingriff  $a_e < d$  berücksichtigt werden, ob der Schneideneintritt bzw. -austritt im Gleich- oder Gegenlauf geschieht. Bei gleichem Faserorientierungswinkel  $\Phi$  ändern sich hierdurch jeweils die Fasertrennwinkel an Ein- und Austritt.

In Abbildung 9.1 wird der Verschleiß auf der Freifläche eines Hartmetallfräswerkzeuges bei gleichem Schnittweg  $l_c = 70$  m im Gegenlauf dargestellt. Hierbei werden vier unterschiedliche Arbeitseingriffe im Bereich  $2 \text{ mm} \geq a_e \geq 0,5 \text{ mm}$  gegenübergestellt. Die durchlaufenen Fasertrennwinkel bei einem Arbeitseingriff von  $a_e = 2 \text{ mm}$  liegen zwischen  $\theta_{\text{Eintritt}} = 90^\circ$  bis  $\theta_{\text{Austritt}} = 150^\circ$  und bei  $a_e = 0,5 \text{ mm}$  zwischen  $\theta_{\text{Eintritt}} = 90^\circ$  bis  $\theta_{\text{Austritt}} = 119^\circ$ . Es ist eine deutliche Zunahme des Verschleißes mit kleinerem Arbeitseingriff bei gleichbleibendem Faserorientierungswinkel zu erkennen. Diese Betrachtung lässt jedoch keinen eindeutigen Rückschluss zu, welchen Einfluss der Fasertrennwinkelbereich auf den Verschleiß hat, da die Mittenspannungsdicken nicht konstant sind. Bei  $a_e = 2 \text{ mm}$  liegt eine Mittenspannungsdicke von  $h_m = 14,3 \mu\text{m}$  sowie eine Spannungsdicke am Austritt von  $h_{\text{Austritt}} = 21 \mu\text{m}$  vor. Bei  $a_e = 0,5 \text{ mm}$  betragen die Spannungsdicken  $h_m = 7,4 \mu\text{m}$  und  $h_{\text{Austritt}} = 14,5 \mu\text{m}$ .

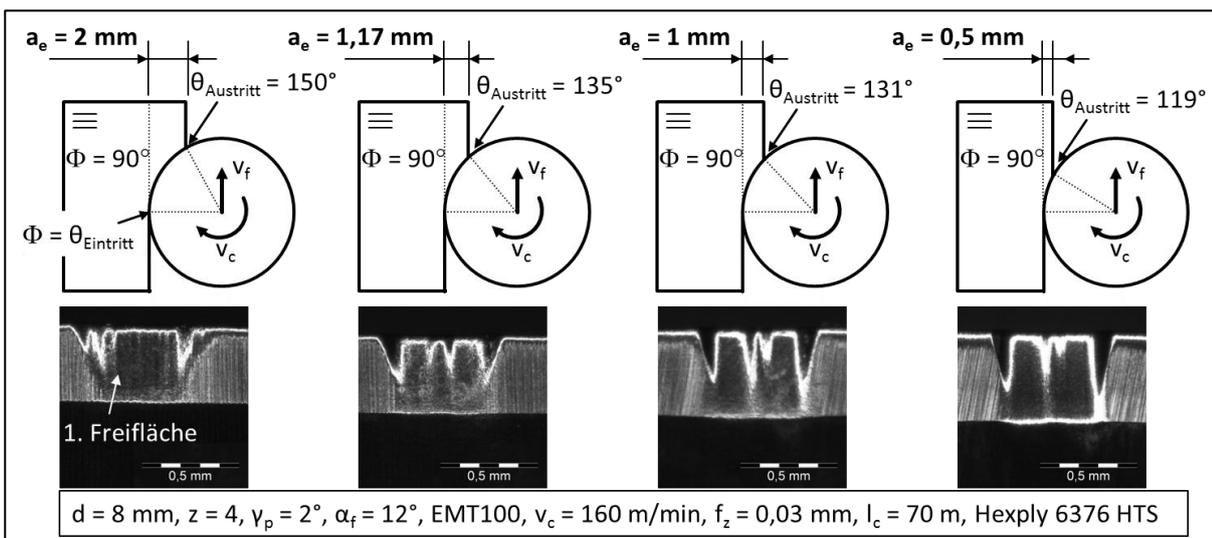


Abbildung 9.1: Einfluss des Arbeitseingriffes  $a_e$  auf den Verschleiß im Gegenlauf bei gleichem Schnittweg ( $l_c = 70$  m)

Eine größere mittlere Spannungsdicke führt in diesem Versuch nicht zu einem größeren Verschleiß. So zeigt sich, dass im Faserorientierungsbereich  $90^\circ \leq \theta \leq 119^\circ$  ( $a_e = 0,5 \text{ mm}$ ) ein größerer Verschleiß entsteht als im Faserorientierungsbereich  $90^\circ \leq \theta \leq 150^\circ$  ( $a_e = 2 \text{ mm}$ ), der eine größere mittlere Spannungsdicke besitzt. Der Faserorientierungsbereich  $119^\circ \leq \theta \leq 150^\circ$  mit den zugehörigen Spannungsdicken bewirkt voraussichtlich einen geringeren Verschleiß. Er wird bei dem Arbeitseingriff  $a_e = 2 \text{ mm}$  durchlaufen, nicht jedoch bei  $a_e = 0,5 \text{ mm}$ . Hieraus folgt, dass der Faserorientierungswinkel  $\theta$  nicht separat, sondern immer unter Berücksichtigung der vorliegenden Spannungsdicke  $h$  betrachtet werden muss.

Für die weitere Betrachtung wird ein konstanter Arbeitseingriff  $a_e = 1,17 \text{ mm}$  gewählt, der einem Eingriffswinkel von  $\varphi = 45^\circ$  bei dem Werkzeugdurchmesser  $d = 8 \text{ mm}$  entspricht. Diese Untersuchung wurde bereits teilweise in [Hin15b] veröffentlicht. Hierdurch ergibt sich ein durchlaufender Faserorientierungsbereich von  $\Delta\theta = 45^\circ$  sowie eine konstante Spannungsdicke am Austritt von  $h_{\text{Austritt}} = 21 \mu\text{m}$ . Die Fräsbearbeitung bei vier Faserorientierungswinkeln ( $\Phi = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$  und  $135^\circ$ ) sowohl im Gleich- als auch im Gegenlauf führt somit zu acht Situationen, in denen sich die Spannungsdicke unterschiedlich zum Faserorientierungswinkel  $\theta$  über dem Eingriffswinkel  $\varphi$  verhält. Der unter diesen Parametern entstehende Freiflächenverschleiß ist in Abbildung 9.2 dargestellt. Der größte Verschleiß mit deutlichem abrasivem Abtrag der Schneide zeigt sich im Gegenlauf bei dem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 90^\circ$  und reicht über die gesamte Freifläche. Der geringste Verschleiß ist im Gegenlauf bei einem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 0^\circ$  an derselben Schneide ersichtlich. Hierbei konzentriert sich der Verschleiß auf die Schneidkante.

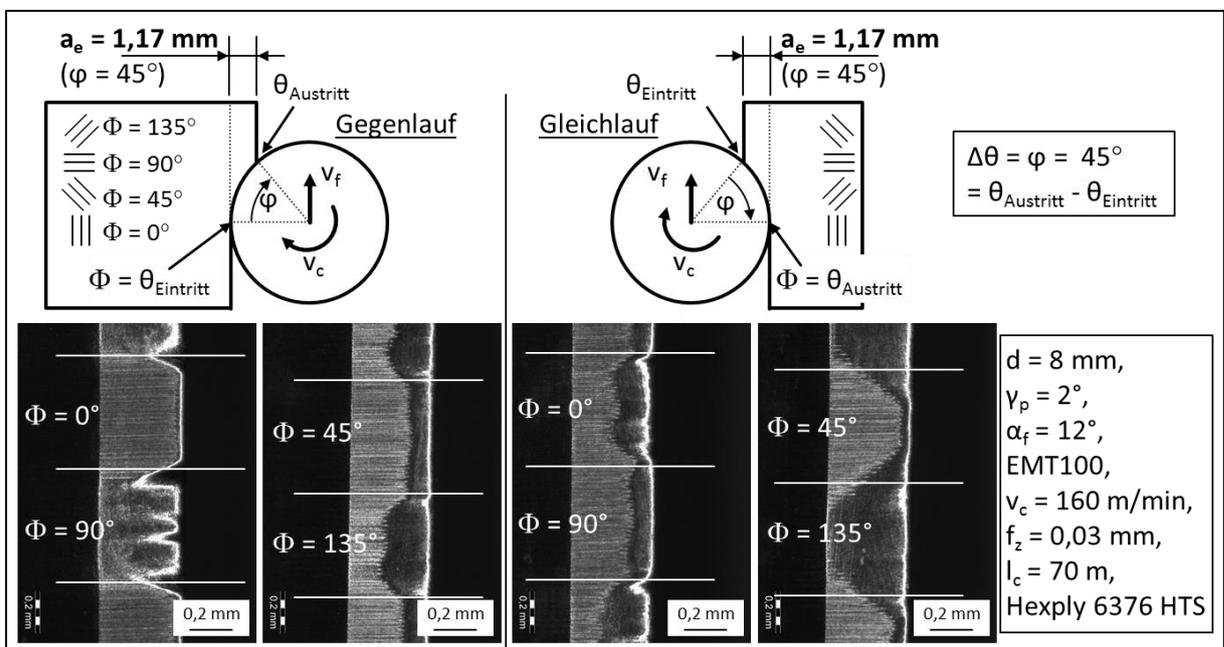


Abbildung 9.2: Einfluss der Faserorientierung auf den Verschleiß bei gleicher Eingriffsbreite  $a_e$  und gleichem Faserorientierungsbereich  $\Delta\theta = 45^\circ$  im Gegen- und Gleichlauf

Die Schneidenabflachungen  $\Delta r_\beta$ , die sich aus den acht Bearbeitungssituationen ergeben, sind in Abbildung 9.3 dargestellt. Zwischen Gleich- und Gegenlauf zeigen sich bei verschiedenen Faserorientierungswinkeln  $\Phi$  deutliche Unterschiede in der Schneidenabflachung. Das Auftragen der Schneidenabflachung über den jeweils durchlaufenen Faserorientierungswinkeln von  $\theta_{\text{Eintritt}}$

bis  $\theta_{\text{Austritt}}$  zeigt einen qualitativ gleichen Verlauf für Gegen- und Gleichlauf über den vier Trennwinkelbereichen. Die geringste Schneidenabflachung wird im Fasertrennwinkelbereich  $0^\circ \leq \theta \leq 45^\circ$  gemessen und die größte Schneidenabflachung im Bereich  $90^\circ \leq \theta \leq 135^\circ$ . Bis auf den Fasertrennwinkelbereich  $\theta_{\text{Eintritt}} = 0^\circ$  bis  $\theta_{\text{Austritt}} = 45^\circ$  sind Unterschiede bei der Schneidenabflachung zwischen Gegen- und Gleichlauf zu erkennen.

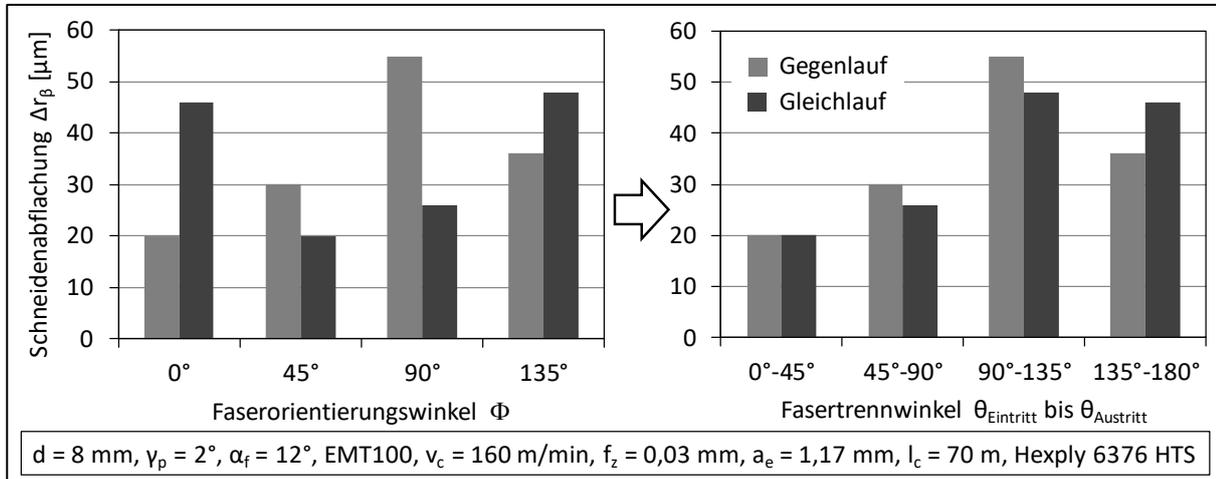


Abbildung 9.3: Schneidenabflachungen  $\Delta r_\beta$  im Gegen- und Gleichlauf über dem Fasertrennungswinkel  $\Phi$  und den Fasertrennwinkeln  $\theta_{\text{Eintritt}}$  bis  $\theta_{\text{Austritt}}$  [Hin15b]

Im Teilschnitt zeigt sich somit ein maßgeblich vom durchlaufenen Fasertrennwinkelbereich abhängiger Verschleiß, der im Bereich  $90^\circ \leq \theta \leq 135^\circ$  am größten ist [Hin15b].

## 9.2 Analyse des Werkzeugverschleißes beim Fräsen im Vollschnitt

### Einfluss des Fasertrennungswinkels $\Phi$

In Abbildung 9.4 ist die Schneidkantenabflachung  $\Delta r_\beta$  des Hartmetallwerkzeuges über dem Fasertrennungswinkel  $\Phi$  in Schritten von  $\Delta\Phi = 15^\circ$  aufgezeigt. Dem Verlauf der Schneidenabflachung ist deutlich zu entnehmen, dass der Verschleiß beim Fräsen im Vollschnitt vom Fasertrennungswinkel abhängt.

In der Literatur wurden bisher nur die Fasertrennungswinkel  $\Phi = 0^\circ$  und  $\Phi = 90^\circ$  erwähnt, von denen  $\Phi = 0^\circ$  einen etwas höheren Verschleißwert aufweist (siehe Kapitel 2.2.3). Bei diesem Versuch liegen die Schneidenabflachungen von  $\Phi = 0^\circ$  und  $\Phi = 90^\circ$  auf einem ähnlichen Niveau. Die größte Schneidenabflachung findet sich im Fasertrennungswinkelbereich  $30^\circ < \Phi < 45^\circ$ . Bei  $\Phi = 120^\circ$  nimmt die Schneidenabflachung ihren geringsten Wert an. Zwischen  $120^\circ < \Phi < 180^\circ$  kommt es zu einem lokalen Maximum bei  $\Phi = 165^\circ$ . Insgesamt schwanken die Werte der Schneidenabflachungen bei diesem Versuch zwischen  $\Delta r_\beta \approx 9,4 \mu\text{m}$  und  $11,3 \mu\text{m}$ .

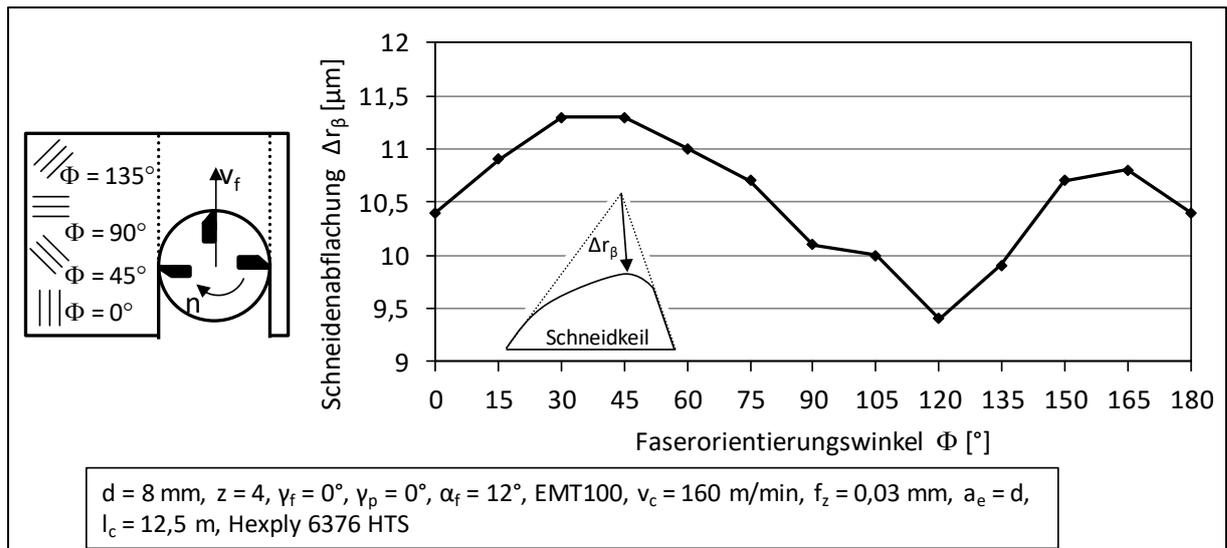


Abbildung 9.4: Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  über dem Faserorientierungswinkel  $\Phi$  nach einem Schnittweg je Schneide von  $l_c = 12,5$  m.

Neben der Größe des Verschleißes variiert die Verschleißform der Schneiden ebenfalls leicht über dem Faserorientierungswinkel. Dies ist in Abbildung 9.5 am Beispiel der Faserorientierungswinkel  $\Phi = 0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  und  $\Phi = 135^\circ$  dargestellt. Es wurde ein Schnittweg von  $l_c = 25$  m gewählt, da sich hierbei die Form des Verschleißes deutlicher abzeichnet als bei dem Schnittweg von  $l_c = 12,5$  m.

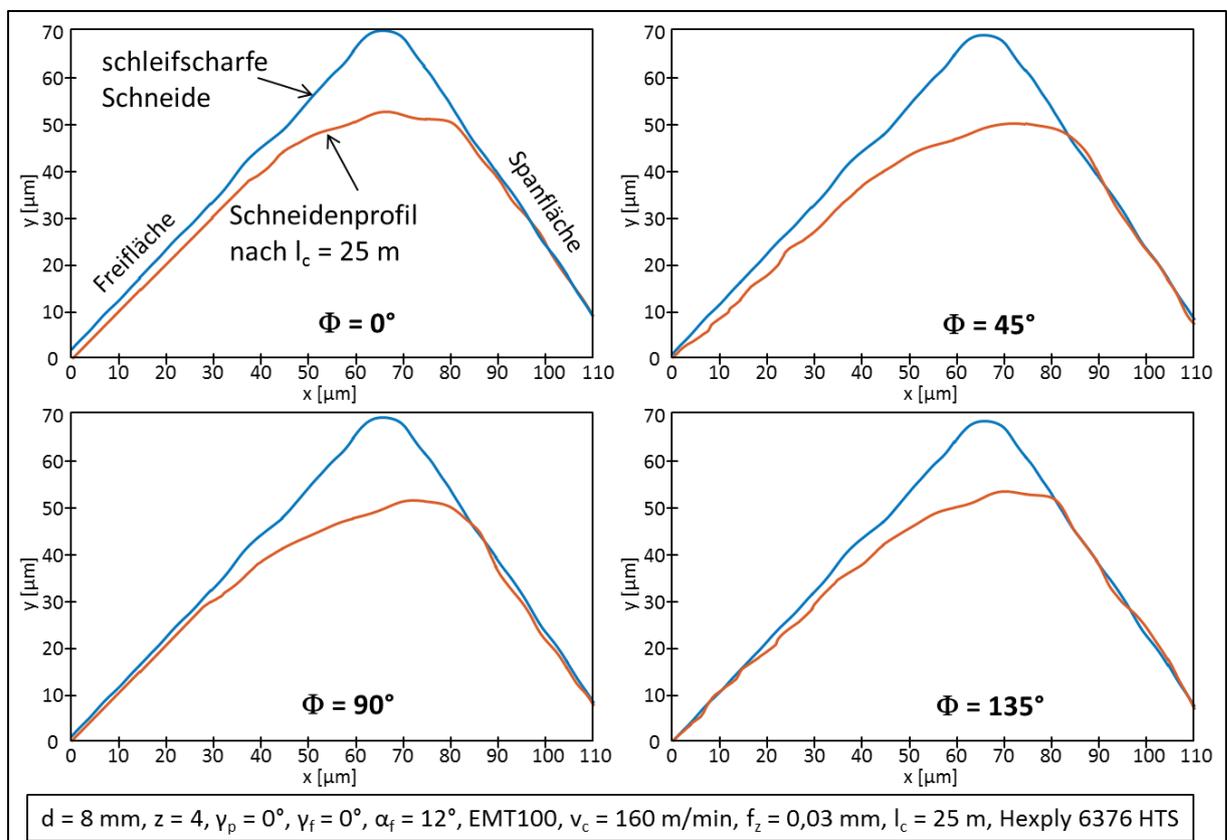


Abbildung 9.5: Schneidengeometrie bei den Faserorientierungswinkeln  $\Phi = 0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  und  $\Phi = 135^\circ$  nach einem Schnittweg  $l_c = 25$  m im Vollschnitt

Bei allen Faserorientierungswinkeln ist ein deutlicher Verschleiß im Bereich der Schneidkante zu erkennen. Bei  $\Phi = 0^\circ$  zeigt sich tendenziell eine große Verrundung der Schneidkante. Bei  $\Phi = 45^\circ$  und  $\Phi = 90^\circ$  ist ebenfalls eine Verrundung der Schneidkante bei gleichzeitig etwas größerem Freiflächenverschleiß zu erkennen. Der Verschleiß bei einem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 135^\circ$  gleicht dem bei  $\Phi = 0^\circ$ , jedoch ist die Verrundung in Richtung Spanfläche weniger stark ausgeprägt.

Vereinzelt ist das Schneidenprofil der verschlissenen Schneide entlang der Spanfläche größer als das der schleifscharfen Schneide. Eine Ursache hierfür können Werkstoffanhaftungen sowie im Fertigungsprozess entstandene Schleifriefen unterschiedlicher Tiefe sein. Ebenfalls sind Messungenauigkeiten des optischen Messverfahrens aufgrund der stark spiegelnden Oberflächen nicht auszuschließen.

### **Einfluss der Schnittgeschwindigkeit $v_c$**

Um die Auswirkung der Schnittgeschwindigkeit auf den Verschleiß zu analysieren, wurden Fräsversuche im Vollschnitt mit unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten bei gleichem Zahnvorschub durchgeführt. Es zeigt sich bei dem Verschleißverhalten des Werkzeuges ein deutlicher Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die nach konstanten Schnittwegen gemessenen  $\Delta r_\beta$  (siehe Abbildung 9.6 a)). Der größte Verschleiß wird bei der kleinsten Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 5$  m/min gemessen. Die in dieser Arbeit durchgeführten Hobelversuche wurden ebenfalls mit einer Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 5$  m/min durchgeführt, die deutlich unterhalb der beim Fräsen verwendeten Geschwindigkeit  $v_c = 160$  m/min liegt. Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit bis  $v_c = 40$  m/min nimmt der Verschleiß bei gleichem Vorschubweg deutlich ab. Anschließend ist die Abnahme weniger stark ausgeprägt. Des Weiteren zeigt sich, dass dieser Verlauf weitgehend unabhängig von der jeweils vorliegenden Faserorientierung ist. Für die drei in der CFK-Probe liegenden Laminatlagen mit den Faserorientierungswinkeln  $\Phi = 0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $135^\circ$  zeigt sich ein qualitativ gleicher Verlauf. Hierbei ist der Verschleiß über alle Schnittgeschwindigkeiten bei dem Faserorientierungswinkel von  $\Phi = 45^\circ$  am größten und bei  $\Phi = 135^\circ$  am geringsten. Dies deckt sich mit der zuvor ermittelten Abhängigkeit der Schneidenabflachungen  $\Delta r_\beta$  vom Faserorientierungswinkel.

Eine Erklärung für den unterschiedlich großen Verschleiß liefert die von [Rei91] nachgewiesene steigende Festigkeit der Matrix bei steigender Relativgeschwindigkeit zwischen Schneide und Material. Hierdurch nimmt die Verformung des Werkstoffes und somit die Kontaktfläche zwischen Schneide und Werkstück ab. Hierdurch wird insbesondere der Verschleiß an der Freifläche reduziert, da das elastische Rückfedern des Werkstoffes bei höheren Schnittgeschwindigkeiten weniger stark ausgeprägt ist.

In Abbildung 9.6 b) sind zudem die Kraftanstiege am Schnittende gegenüber dem Schnittbeginn für das Fräsen eines multiaxialen Geleges in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit aufgezeigt. Das Kraftniveau zu Schnittbeginn liegt bei allen Versuchen bei der Vorschubkraft zwischen  $F_f = 30$  N bis 38 N, und bei der Vorschubnormalkraft zwischen  $F_{fn} = 44$  N bis 48 N. Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit wurden in beiden Fällen tendenziell geringere Kräfte gemessen.

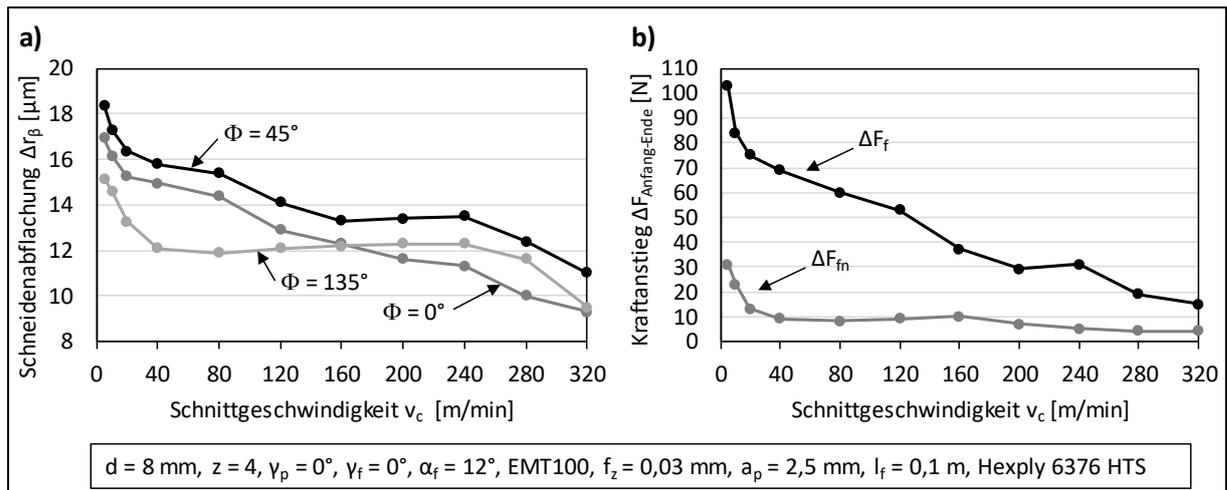


Abbildung 9.6: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  a) auf die Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  und b) auf den Kraftanstieg von Schnittbeginn bis Schnittende  $\Delta F_{\text{Anfang-Ende}}$  beim Fräsen im Vollschnitt eines multiaxialen CFK-Werkstoffes mit den Faserorientierungswinkeln  $\Phi = 0^\circ, 45^\circ$  und  $135^\circ$

Der Kraftanstieg ist bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5 \text{ m/min}$  für beide Kraftkomponenten am größten. Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit nimmt der Kraftanstieg ab. Die Abnahme des Vorschubkraftanstieges ist zwischen  $v_c = 5 \text{ m/min}$  und  $v_c = 20 \text{ m/min}$  größer als beim Vorschubnormalkraftanstieg. Bei beiden Komponenten folgt der Verlauf qualitativ dem der Schneidenabflachung. Eine weitere Zerlegung der Kräfte in Faserrichtungsanteile ist an dieser Stelle nicht möglich, da zum einen ein multiaxialer Werkstoff mit drei unterschiedlichen Faserorientierungen und zum anderen ein vierschneidiges Werkzeug eingesetzt wurden.

Aufgrund der geringen Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5 \text{ m/min}$  und somit einer geringen Zerspantemperatur kann ein thermischer Einfluss auf den Verschleiß ausgeschlossen werden. Der Verschleiß bei der CFK Zerspaltung mit geringer Schnittgeschwindigkeit wird folglich durch die Abrasion bestimmt.

### Einfluss des Schnittweges $l_c$

In Abbildung 9.7 a) ist die Schneidenabflachung für die Faserorientierungswinkel  $\Phi = 0^\circ$  und  $\Phi = 90^\circ$  über dem Schnittweg aufgetragen. Für die Ermittlung der Messwerte wurde nur ein Versuch benötigt, da ein multiaxiales Gelege mit  $0^\circ/90^\circ$  Faserausrichtung eingesetzt wurde. Über dem Schnittweg besitzt die Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  für beide Faserorientierungswinkel einen nahezu identischen Verlauf. Im schleifscharfen Zustand liegt die Schneidenabflachung bei  $\Delta r_\beta \approx 4 \mu\text{m}$  und nimmt nach einem Schnittweg von  $l_c = 12,5 \text{ m}$  bereits den 2,5-fachen Wert an. Im weiteren Verlauf flacht die Kurve deutlich ab. Zur besseren Anschaulichkeit ist in Abbildung 9.7 b) die auf den jeweiligen Schnittweg bezogene Schneidenabflachung  $\Delta \Delta r_\beta / \Delta l_c$  gezeigt, die zugleich die Steigung des Verschleißes pro Meter Schnittweg darstellt.

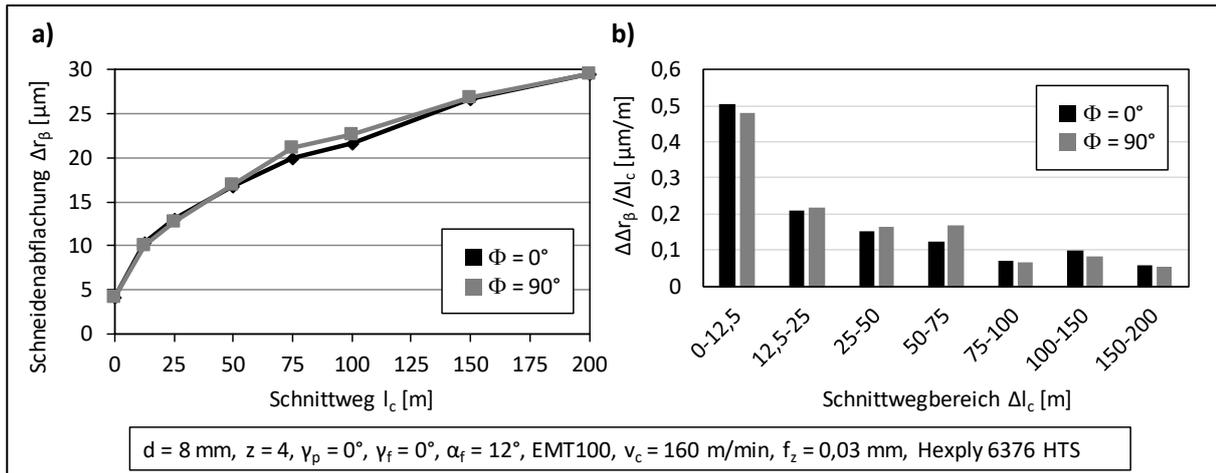


Abbildung 9.7: a) Einfluss des Schnittweges  $l_c$  auf die Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  (schwarz:  $\Phi = 0^\circ$ , grau:  $\Phi = 90^\circ$ , CFK6376), b) Zunahme der Schneidenabflachung bezogen auf den jeweiligen Schnittwegbereich

Bis zu einem Schnittweg von  $l_c = 100$  m nimmt die Steigung deutlich ab. Zu Beginn des Fräsprozesses liegt der Abtrag an der Schneide bei etwa  $\Delta \Delta r_\beta / \Delta l_c = 0,5 \mu\text{m/m}$ . Nach Erreichen des Schnittweges von  $l_c = 100$  m liegt die Steigung unterhalb von  $\Delta \Delta r_\beta / \Delta l_c = 0,1 \mu\text{m/m}$ . In Abbildung 9.8 sind die unterschiedlichen Verschleißzustände in Abständen von je  $\Delta l_c = 50$  m für die Faserorientierungswinkel  $\Phi = 0^\circ$  und  $\Phi = 90^\circ$  aufgezeigt.

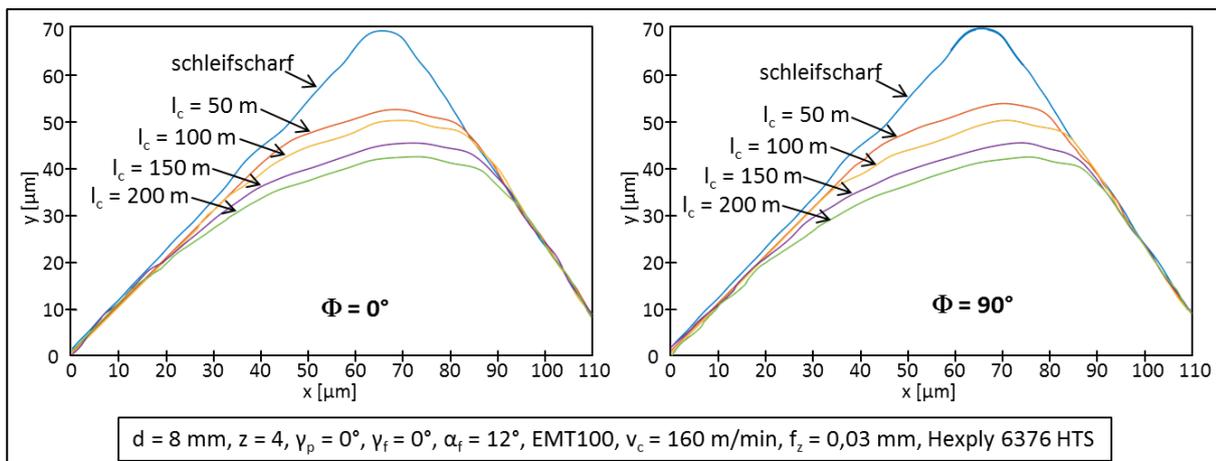


Abbildung 9.8: Schneidkantenverschleiß nach Schnittwegen von jeweils  $\Delta l_c = 50$  m für die Faserorientierungswinkel  $\Phi = 0^\circ$  und  $\Phi = 90^\circ$

Der hohe Anfangsverschleiß ist an der deutlich zurückgesetzten Schneide nach einem Schnittweg von  $l_c = 50$  m zu erkennen. Zudem vergrößert sich der vom Verschleiß betroffene Schneidenbereich mit steigendem Schnittweg in Richtung der Frei- und Spanfläche. Wie zuvor festgestellt, nimmt der Anstieg der Schneidenabflachung über den Schnittweg  $l_c$  ab.

Wie in Abbildung 9.8 zu erkennen, ist die Fläche zwischen zwei Schneidkantenprofilen nach gleichen Schnittwegen ab dem Schnittweg  $l_c = 50$  m bei beiden untersuchten Faserorientierungswinkeln weitgehend konstant. Die Verschleißfläche als Messgröße bietet somit eine weitere Möglichkeit der Beschreibung der Verschleißzunahme.

### Verschleiß im Bereich der Decklage

Wie oben gezeigt ist der Verschleiß in Folge des steigenden Schnittweges von der jeweiligen Faserorientierung abhängig. Dieser Zusammenhang ist insbesondere bei den Schneiden ersichtlich, die die Gelegelagen im Inneren des Materials zerspanen. Am Übergang der äußeren Gelegelage zur Umgebung/Luft kommt es entlang der Schneide zu einer Verschleißzunahme vom schleifscharfen in den eingesetzten Schneidenbereich. Der Decklage fehlt nach außen die Stützwirkung einer weiteren Schicht, wie es im Inneren des Materials der Fall ist. Die Decklage kann sich somit leichter in Dickenrichtung verformen. In diesem Bereich kann somit kein harter Übergang vom scharfen zum verschlissenen Schneidenbereich auftreten. Dies ist in Abbildung 9.9 am Beispiel eines Faserorientierungswinkels  $\Phi = 135^\circ$  gezeigt. Eine Verschiebung der axialen Bearbeitungsposition um etwa 0,5 mm in den stärker verschlissenen Schneidenbereich führt zu deutlich längeren Faserüberständen. Dieser Zusammenhang wurde bereits in [Hin15b] veröffentlicht.

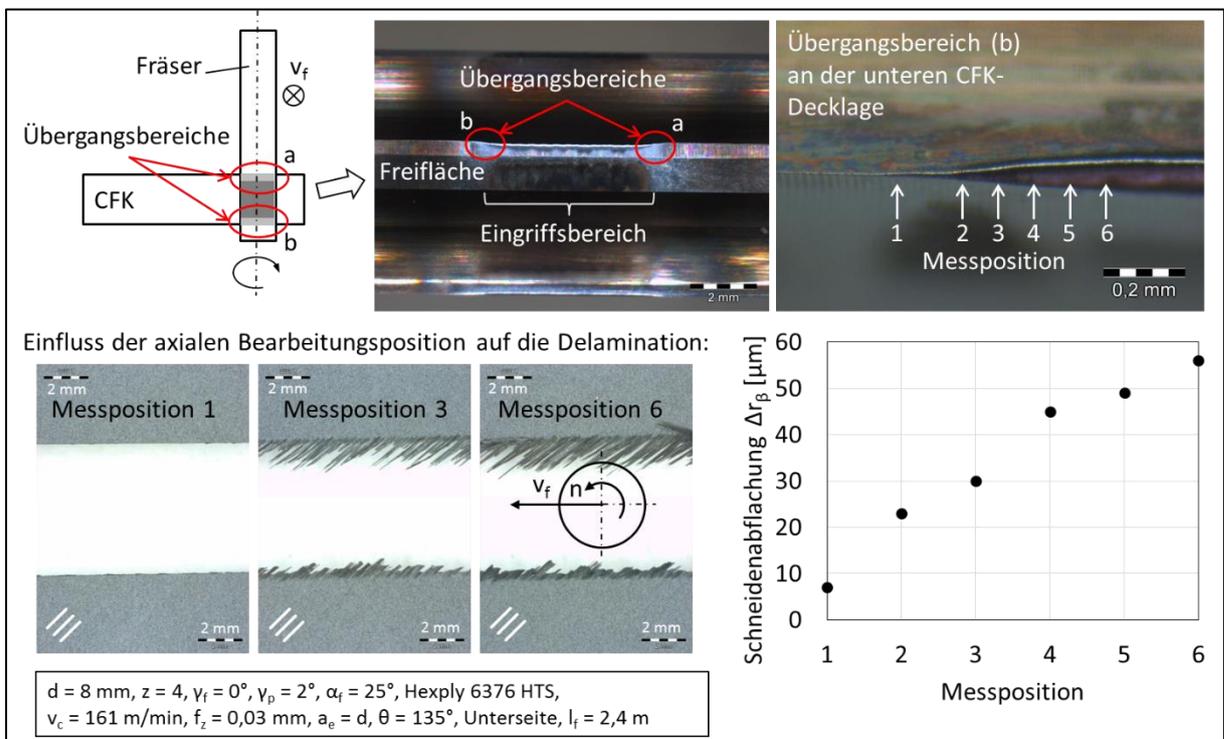


Abbildung 9.9: Übergangszone des Schneidenverschleißes im Bereich einer UD-Decklage mit dem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 135^\circ$  und deren Auswirkung auf die Delamination [nach Hin15b]

Durch Dickenschwankungen des CFK Werkstoffes sowie unterschiedliche Bauteilhöhen kommt es bei der Bearbeitung der Decklage im Übergangsbereich zu sich lokal stark unterscheidenden Schnittqualitäten der Decklage (siehe Abbildung 9.9). Der weiche Übergang des Verschleißes im Übergangsbereich deutet darauf hin, dass ebenfalls kein sprunghafter Abfall der Zerspankräfte entlang der Schneide vorliegt. Die Länge dieser Übergangsbereiche der Schneide beträgt etwa 0,4 mm. Die typischerweise zu fräsenden Materialstärken liegen bei mehreren Millimetern. Eine Aussage über die zu erzielende Schnittqualität kann mit der Messung von Prozesskräften daher nur bedingt getroffen werden.

### Einfluss der Hartmetallsorte

Die oben beschriebenen Versuche wurden ausschließlich mit Werkzeugen aus dem Hartmetall der Sorte EMT 100 mit einem Cobaltanteil von 6% und einer WC-Korngröße von  $0,8 \mu\text{m}$  durchgeführt. Im Folgenden sind die Ergebnisse von Verschleißversuchen mit weiteren Hartmetallsorten bei den Faserorientierungswinkeln  $\Phi = 0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $135^\circ$  dargestellt. Die Eigenschaften der untersuchten Hartmetallsorten sind der Tabelle 5.1 zu entnehmen. Nachfolgend werden jeweils der Cobaltanteil sowie die Korngröße des jeweiligen Hartmetalls angegeben. Teile dieser Untersuchung wurden bereits in [Hin16a] veröffentlicht.

In Abbildung 9.10 sind die Freiflächen der unterschiedlichen Hartmetallsorten nach einem Vorschubweg von  $l_f = 0,25 \text{ m}$  im Gelege gezeigt. Bei allen Hartmetallsorten ist ein deutlicher Verschleiß auf der Freifläche zu erkennen. Zudem zeigt sich ein Verzahnungsmuster in den eingesetzten Schneidbereichen. Dies ist auf den variierenden Verschleiß in Folge der unterschiedlichen Faserorientierungswinkel  $\Phi$  zurückzuführen.

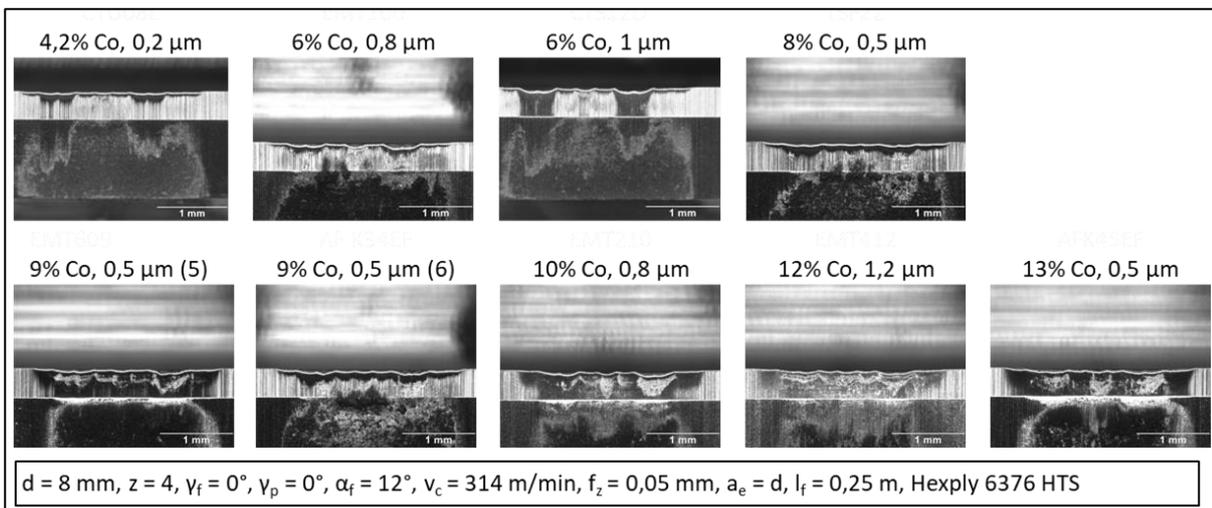


Abbildung 9.10: Freiflächen unterschiedlicher Hartmetallsorten (Cobaltanteil von 4,2% bis 13% und WC-Korngrößen von  $0,2 \mu\text{m}$  bis  $1,2 \mu\text{m}$ ) nach einem Vorschubweg von  $l_f = 0,25 \text{ m}$

In Abbildung 9.11 ist dem Verschleißbild der Hartmetallschneide die jeweilige Faserorientierung zugeordnet. Der große Verschleiß bei einem Faserorientierungswinkel von  $\Phi = 45^\circ$  zeichnet sich an der Freifläche der Schneide ab. Zudem ist die Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  der unterschiedlichen Schneiden über den Faserorientierungswinkeln in Abbildung 9.11 gezeigt.

Bei allen Hartmetallsorten zeigt sich der im vorigen Abschnitt gefundene Effekt der Faserorientierung auf den Verschleiß. Bei dem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ$  liegt tendenziell der größte Verschleiß vor, gefolgt von  $\Phi = 0^\circ$ . Bei allen Hartmetallsorten wird die geringste Schneidenabflachung bei dem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 135^\circ$  gemessen. Neben der Faserorientierung finden sich große Unterschiede in den gemessenen Schneidenabflachungen in Abhängigkeit vom eingesetzten Hartmetall.

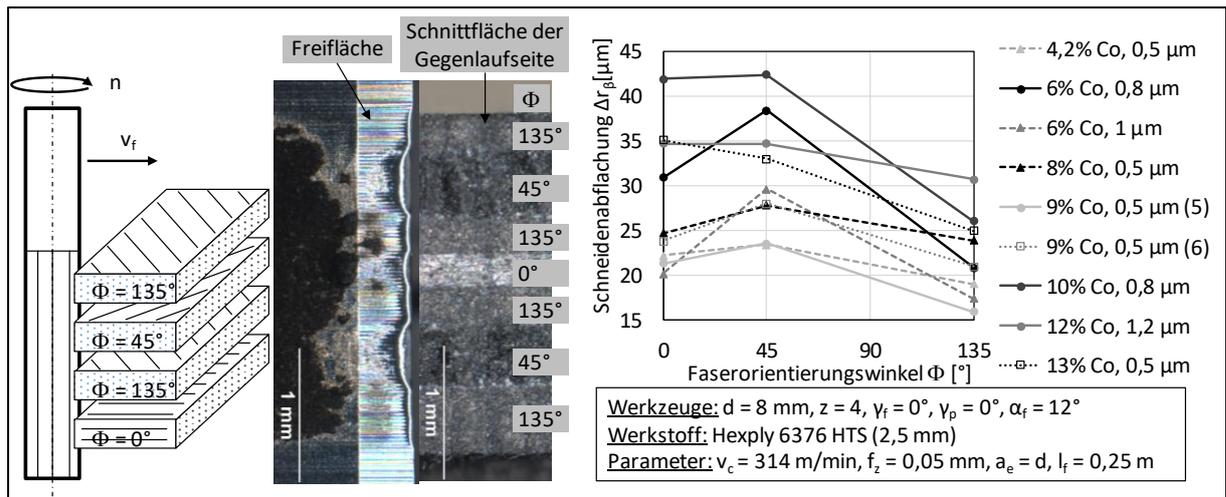


Abbildung 9.11: Gegenüberstellung des Faserorientierungswinkels ( $\Phi = 0^\circ, 45^\circ$  und  $135^\circ$ ) und der Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  unterschiedlicher Hartmetallsorten nach gleichem Vorschubweg

In Abbildung 9.12 sind die Verläufe der Vorschub-, Vorschubnormal- und Passivkraft für die unterschiedlichen Hartmetallsorten über dem Vorschubweg aufgetragen. Es zeigt sich, dass bei nahezu allen Hartmetallsorten der Anfangsverschleiß innerhalb eines Vorschubweges von  $l_f = 10 \text{ mm}$  deutlich im Anstieg der Vorschubkraft  $F_f$  zu erkennen ist. Die Vorschubnormalkräfte liegen zum Schnittbeginn bei allen Versuchen bei  $F_{fn} \approx 75 \text{ N}$  und die Passivkräfte bei  $F_p \approx 0 \text{ N}$  und bleiben im weiteren Schnittverlauf auf einem ähnlichen Niveau. Die weiteren Verläufe der Vorschubkraft unterscheiden sich in ihrer Steigung sowie in ihrem Startwert und Endwert.

Es fällt auf, dass das anfängliche Niveau der Vorschubkraft  $F_f$  mit abnehmendem Cobaltanteil deutlich sinkt. Die Schneidenabflachungen im schleifscharfen Zustand lagen bei allen Werkzeugen auf dem Niveau von  $\Delta r_\beta \approx 3\text{-}4 \mu\text{m}$ . Ein Einfluss bei der Herstellung der Werkzeuge auf die Anfangsgeometrie der Schneide und somit die Vorschubkräfte kann somit ausgeschlossen werden. Eine Ursache der unterschiedlichen Vorschubkräfte liegt im Anfangsverschleiß beim Hineinfahren in den Werkstoff. Die harten und wenige Mikrometer dicken Kohlenstofffasern bewirken einen hohen abrasiven Verschleiß des Binders Cobalt. Hierdurch werden voraussichtlich beim Schnittbeginn bei Hartmetallen mit höherem Cobaltanteil vermehrt WC-Körner freigelegt, und es kommt zu einem spröden Herausbrechen einzelner Körner.

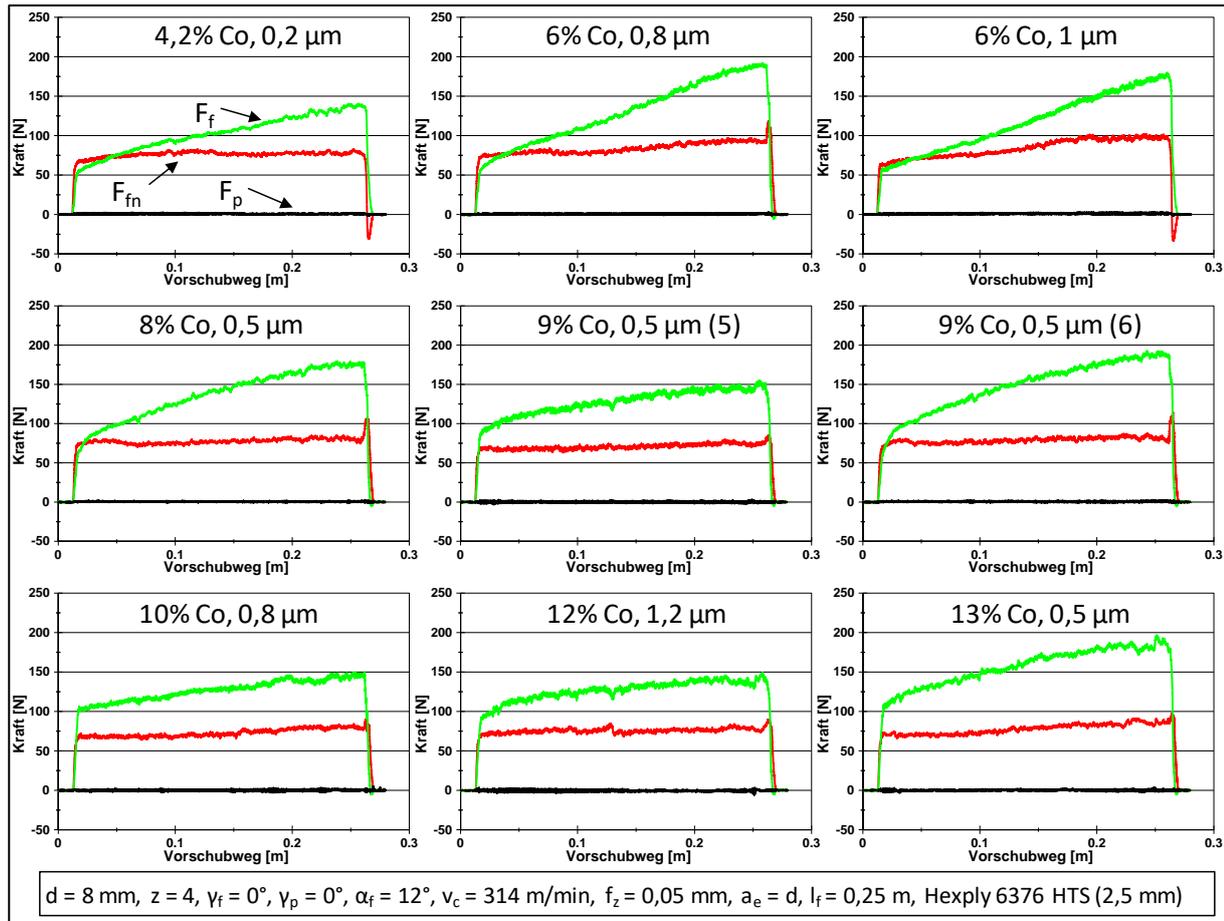


Abbildung 9.12: Darstellung der Zerspankräfte der unterschiedlichen Hartmetallsorten bei identischen Zerspanbedingungen über einem Vorschubweg von  $l_f = 0,25$  m

In Abbildung 9.13 a) und b) sind die Schneidenabflachungen sowie in Abbildung 9.13 c) und d) die Vorschubkräfte am Schnittbeginn und -ende über der Härte und der Bruchzähigkeit aufgetragen. Mit zunehmender Härte des Hartmetalls fällt die Schneidenabflachung geringer aus, wohingegen sie mit steigender Bruchzähigkeit größer wird. Bei der Vorschubkraft am Schnittbeginn ist der gleiche Effekt über der Härte und der Bruchzähigkeit erkennbar. Als Schnittbeginn wird hierbei der Vorschubweg  $l_f = 4$  mm =  $d/2$  bezeichnet, bei dem sich das Werkzeug erstmalig vollständig im Schnitt befindet ( $\Delta\varphi = 180^\circ$ ).

Nach einem Vorschubweg von  $l_f = 0,25$  m ist keine eindeutige Abhängigkeit der Vorschubkraft von Härte und Bruchzähigkeit erkennbar (siehe Abbildung 9.13 c) und d)). Die größten Vorschubkräfte von bis zu  $F_f = 202$  N sind im mittleren Härte- und Bruchzähigkeitsbereich der untersuchten Hartmetallsorten sichtbar. So steigt die Vorschubkraft im Härtebereich zwischen 1700HV30 und 1950HV30 am stärksten an. Über der Bruchzähigkeit steigt die Vorschubkraft tendenziell am stärksten im Bereich  $8,4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} < K_{IC} < 9,4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  an. Wie in Abbildung 9.11 zu erkennen, wirkt sich der Einfluss der Faserorientierungswinkel bei den untersuchten Hartmetallsorten unterschiedlich stark auf  $\Delta r_\beta$  aus. In Abbildung 9.13 a) ist zu erkennen, dass die Schwankung der Schneidenabflachung von bis zu  $\Delta\Delta r_\beta = 17,5$  µm dem Härtebereich zwischen 1550HV30 und 1850HV30 zugeordnet werden kann. Hingegen kann dieser Effekt keinem bestimmten Bruchzähigkeitsbereich zugeordnet werden.

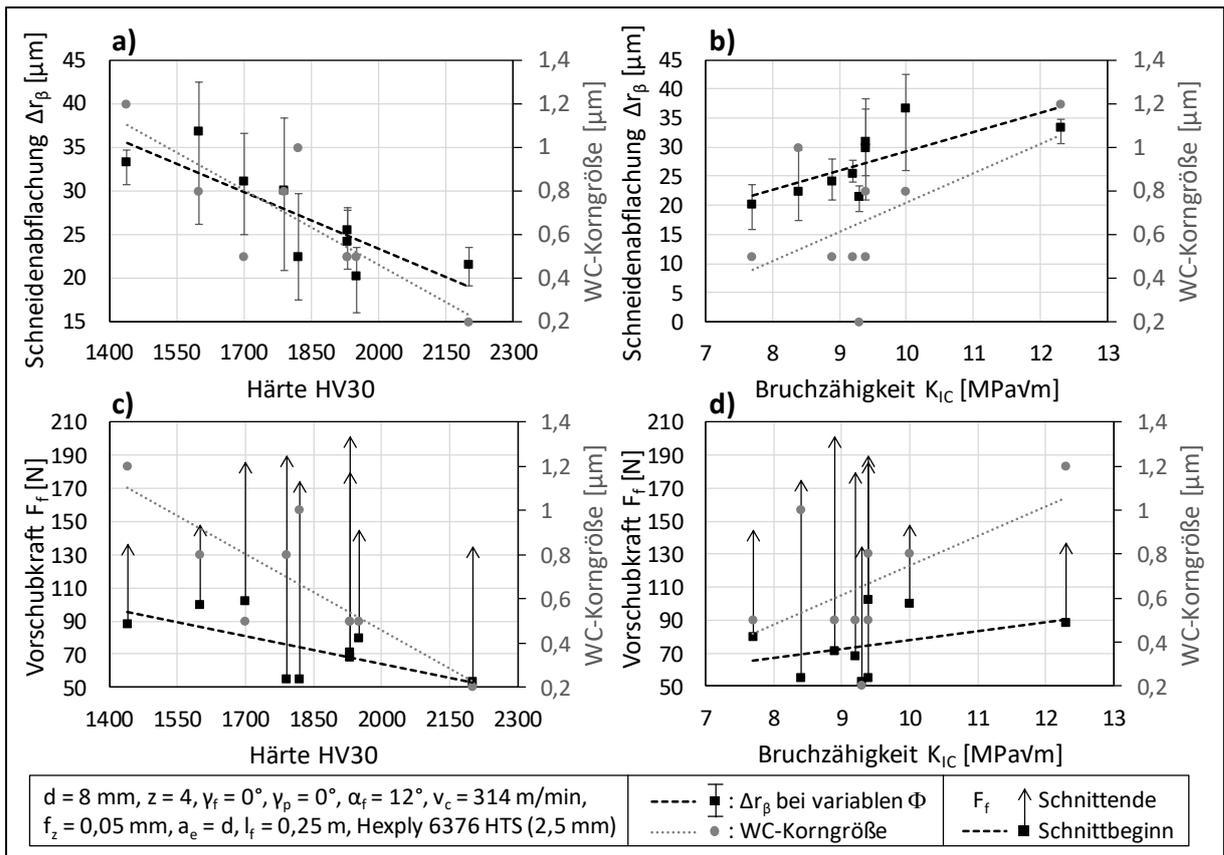


Abbildung 9.13: a), b) Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  und c), d) Vorschubkraft  $F_f$  zu Beginn und Ende des Vorschubweges unterschiedlicher Hartmetallsorten aufgetragen über der Härte HV30 und der Bruchzähigkeit  $K_{IC}$  [nach Hin16a]

Die Härte der Hartmetalle erhöht sich tendenziell mit geringerer Korngröße. Ein größerer Cobaltanteil hingegen senkt die Härte, jedoch steigt dadurch die Bruchzähigkeit an [Klo08]. Um die Ursachen für die unterschiedlich starke Schwankung der Schneidenabflachung sowie die unterschiedlich großen Anstiege der Vorschubkraft zu ermitteln, sind in Abbildung 9.14 a) und b) die Schneidenabflachung sowie in Abbildung 9.14 c) und d) die Vorschubkraft über dem Cobaltanteil und der Größe der WC-Körner aufgetragen. Es bestätigt sich, dass mit steigendem Cobaltanteil die Vorschubkraft am Schnittbeginn tendenziell zunimmt. Die Einflüsse des Cobaltanteils sowie der WC-Korngröße auf die Schneidenabflachung sind in etwa gleich groß. Ein Einfluss der Korngröße auf die Vorschubkraft ist nicht ersichtlich.

Nach einem Vorschubweg von  $l_f = 0,25 \text{ m}$  ist keine eindeutige Abhängigkeit der Vorschubkraft vom Cobaltanteil und der WC-Korngröße erkennbar. So führt beispielsweise bei den beiden Hartmetallsorten mit einem Cobaltanteil von 9% und einer Korngröße von  $0,5 \mu\text{m}$  der Vorschubkraftanstieg auf Vorschubkräfte von  $F_f = 202 \text{ N}$  (Nr. 6) gegenüber  $F_f = 145 \text{ N}$  (Nr. 5). Dies lässt vermuten, dass der Verschleiß und die Vorschubkraft weiterhin durch geringe Anteile von Zusatzkarbiden bestimmt werden, die für die beiden untersuchten Sorten unterschiedlich sind (vgl. Tabelle 5.1). Ein weiteres Beispiel sind die beiden Hartmetallsorten mit einem großen Cobaltanteil, wobei die eine 13% Cobaltanteil und eine WC-Korngröße von  $0,5 \mu\text{m}$  besitzt und am Schnittende eine Vorschubkraft von  $F_f = 186 \text{ N}$  erreicht, während die andere einen Cobaltanteil von 12% und eine WC-Korngröße von  $1,2 \mu\text{m}$  aufweist und mit  $F_f = 137 \text{ N}$  eine deutlich geringere Vorschubkraft erzielt.

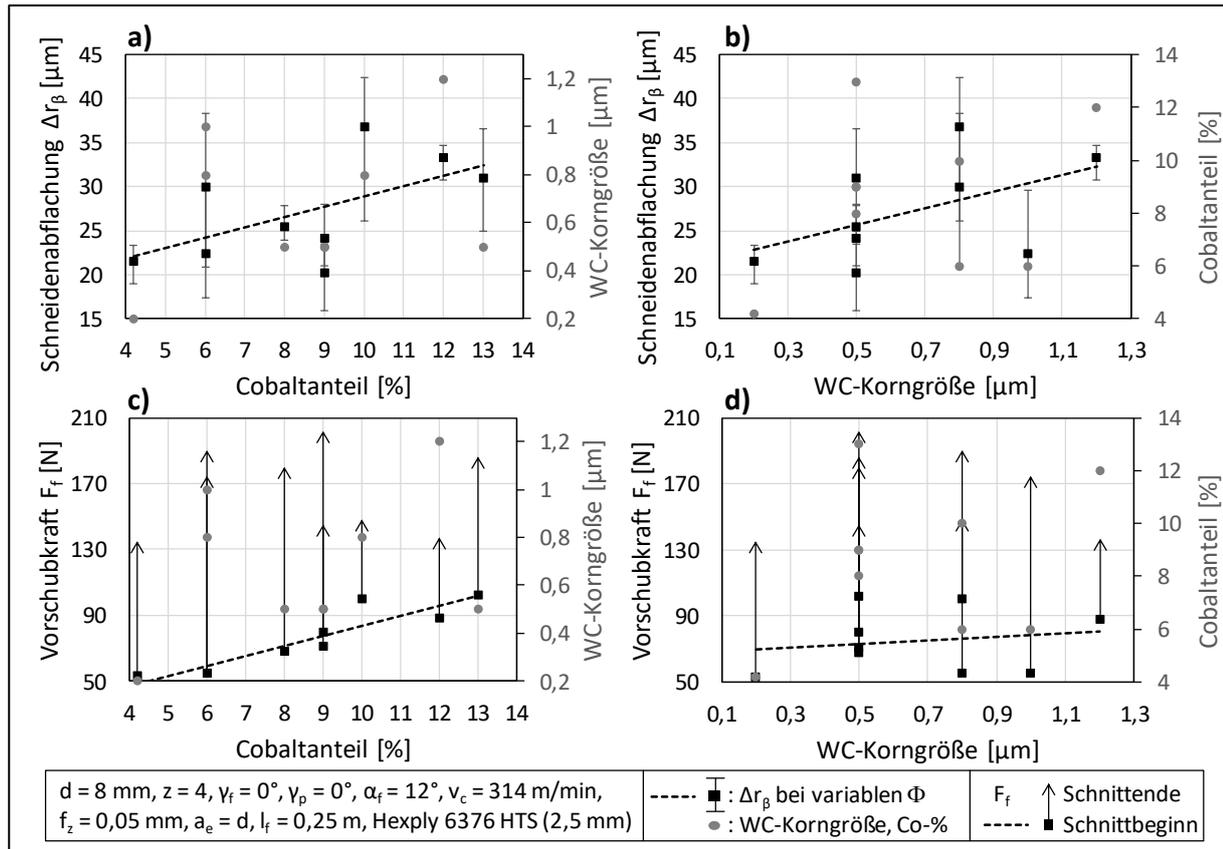


Abbildung 9.14: a), b) Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  und c), d) Vorschubkraft  $F_f$  zu Beginn und Ende des Vorschubweges unterschiedlicher Hartmetallsorten aufgetragen über dem Cobaltanteil und der Größe der WC-Körner

Tendenziell lässt sich sagen, dass der Anstieg der Vorschubkräfte ab einem Cobaltanteil von 9%-10% geringer wird. Die Vorschubkraft zum Schnittende bei  $l_f = 0,25 \text{ m}$  wird durch eine Kombination von Cobaltanteil und WC-Korngröße beeinflusst. Die untersuchten Hartmetallsorten lassen keine Aussage über die Wechselwirkungen von Cobaltanteil und WC-Korngröße zu, da der Cobaltanteil und die WC-Korngröße nicht systematisch variiert wurden.

Nachfolgend wird die Verschleißmarkenbreite  $VB$  als weitere Messgröße herangezogen, da der Freiflächenverschleiß insbesondere die Vorschubkraft beeinflusst. In Abbildung 9.15 sind die Vorschubkräfte  $F_f$  der Verschleißmarkenbreite  $VB$  und der Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  der Schneiden aus unterschiedlichen Hartmetallsorten gegenübergestellt. Ein eindeutiger Zusammenhang zwischen den Vorschubkräften und der Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  ist nicht zu erkennen. Es zeigt sich jedoch, dass eine große Verschleißmarkenbreite  $VB$  tendenziell zu einer höheren Vorschubkraft führt.

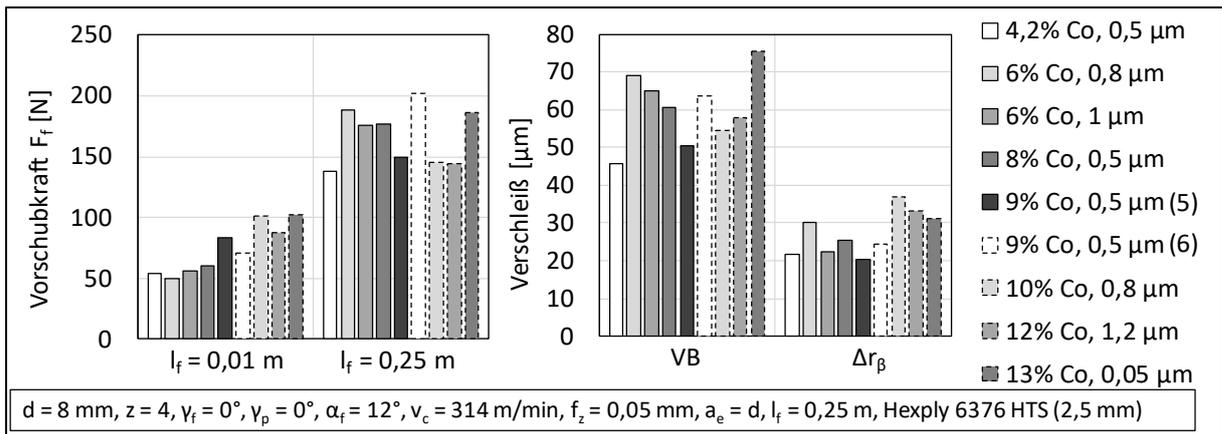


Abbildung 9.15: Vorschubkräfte am Schnittanfang und -ende und Verschleißmarkenbreite VB und Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  verschiedener Hartmetallsorten (gemittelt über den durch die drei Faserorientierungswinkel hervorgerufenen Verschleiß)

Der freiflächenseitige Verschleiß wird durch die Messung der Schneidenabflachung nur unzureichend erfasst. Ein eindeutiger Rückschluss auf die Prozesskräfte kann aus der Schneidenabflachung als einziger Messgröße somit nicht gezogen werden. Die Schneidenabflachung bietet jedoch eine stabile Methode, den Verschleiß wiederholgenau zu messen. Aus diesem Grund wird sie auch weiterhin für die Verschleißbeurteilung herangezogen.

### 9.3 Analyse des Verschleißes beim Hobeln

Um den Fräsprozess mit den sich stetig ändernden Parametern Spanungsdicke und Fasertrennwinkel zu analysieren, sind Hobelversuche mit unterschiedlichen Spanungsdicken und Fasertrennwinkeln durchgeführt worden. Die Hobelergebnisse werden nachfolgend beschrieben.

#### Einfluss des Fasertrennwinkels $\theta$ und der Spanungsdicke $h$

Wie in Kapitel 2.2.3 beschrieben ist der Verschleiß beim Hobeln abhängig vom Fasertrennwinkel  $\theta$ . Die bisherigen Hobeluntersuchungen erfolgten jedoch stets bei konstanter Spanungsdicke  $h$ . Zudem zeigte sich beim Fräsen im Teilschnitt, dass die Spanungsdicke und der Fasertrennwinkel immer in Verbindung zueinander betrachtet werden müssen (siehe Kapitel 9.1).

In Abbildung 9.16 ist die Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  nach einem Schnittweg von  $l_c = 12,5 \text{ m}$  in Abhängigkeit von der Spanungsdicke im Bereich  $2 \mu\text{m} \leq h \leq 30 \mu\text{m}$  über dem Fasertrennwinkel in Schritten von  $\Delta\theta = 15^\circ$  dargestellt. Es zeigt sich eine deutliche Abhängigkeit der Schneidenabflachung vom Fasertrennwinkel, die insbesondere bei größerer Spanungsdicke ausgeprägt ist. Der Einfluss der Spanungsdicke  $h$  auf die Schneidenabflachung ist im Fasertrennwinkelbereich  $30^\circ < \theta < 60^\circ$  sehr gering. Bei  $\theta = 45^\circ$  werden bei allen Spanungsdicken die geringsten Schneidenabflachungen gemessen. In den weiteren Fasertrennwinkelbereichen besteht zwischen den Spanungsdicken  $h = 2 \mu\text{m}$  und  $h \geq 10 \mu\text{m}$  ein deutlicher Unterschied. Bei einer Spanungsdicke von  $h = 2 \mu\text{m}$  liegt die Schneidenabflachung nahezu konstant bei  $\Delta r_\beta = 10 \mu\text{m}$  und fällt im Fasertrennwinkelbereich  $15^\circ < \theta < 60^\circ$  auf ein Minimum von etwa  $\Delta r_\beta = 4,5 \mu\text{m}$  bei  $\theta = 45^\circ$ . Ab einer Spanungsdicke von  $h \geq 10 \mu\text{m}$  folgt die Schneidenabflachung näherungsweise einem sinusförmigen Verlauf über dem Fasertrennwinkel, der bei etwa  $\theta = 0^\circ$  und

$\theta = 90^\circ$  seine Wendepunkte besitzt. Bei einem Fasertrennwinkel von etwa  $\theta = 135^\circ$  werden die größten Schneidenabflachungen von bis zu  $\Delta r_\beta = 29 \mu\text{m}$  bei  $h = 30 \mu\text{m}$  gemessen. Insgesamt unterscheidet sich das Niveau der Schneidenabflachung zwischen den Spannungsdicken  $10 \leq h \leq 30 \mu\text{m}$  im Unterschied zu  $h = 2 \mu\text{m}$  nur geringfügig. Die Spannungsdicke von  $h = 30 \mu\text{m}$  erzeugt über den gesamten Fasertrennwinkelbereich den größten Verschleiß.

Die beim Hobeln gemessenen Schneidenabflachungen  $\Delta r_\beta$  (siehe Abbildung 9.16) dienen als Eingangsgröße für das in Kapitel 5.2 vorgestellte Berechnungsmodell und sind tabellarisch im Anhang aufgeführt.

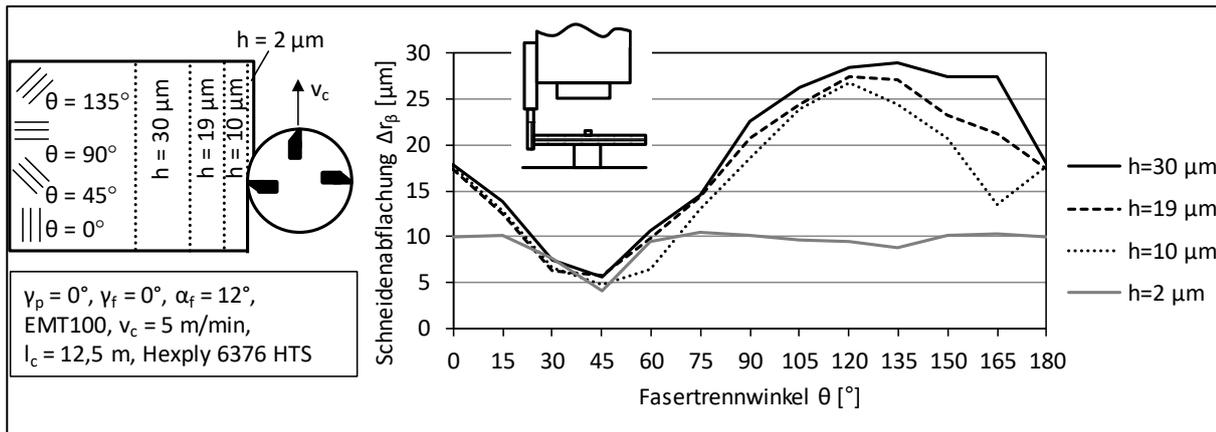


Abbildung 9.16: Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  über dem Fasertrennwinkel  $\theta$  in Abhängigkeit von der Spannungsdicke  $h$  [nach A\_\_16a]

In Abbildung 9.17 a) ist die spezifische Schneidenabflachung  $\Delta \Delta r_\beta / \Delta h$  gezeigt, die die Differenz der Schneidenabflachungen zwischen zwei untersuchten Spannungsdicken auf die Differenz der Spannungsdicken bezieht. Hierbei ist die Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta \approx 3 \mu\text{m}$  der schleifscharfen Schneide berücksichtigt und von den Messwerten subtrahiert worden. Somit kann ein direkter Rückschluss auf die Abtragsrate an der Schneide in Abhängigkeit von der Spannungsdicke gezogen werden. Über alle Fasertrennwinkel gemittelt ist bei einer Spannungsdicke bis  $h = 2 \mu\text{m}$  der Abtrag an der Schneide am größten und die spezifische Schneidenabflachung besitzt ihren größten Wert. Der Spannungsdickenbereich  $2 \mu\text{m} < h < 10 \mu\text{m}$  ist ebenfalls für einen großen Abtrag an der Schneide verantwortlich, jedoch fällt dieser gegenüber der Spannungsdicke bis  $h = 2 \mu\text{m}$  deutlich ab. Die Spannungsdickenbereiche  $10 \mu\text{m} < h < 19 \mu\text{m}$  und  $19 \mu\text{m} < h < 30 \mu\text{m}$  besitzen hingegen einen sehr geringen Einfluss auf den Abtrag.

Der Abtrag an der Schneide ist groß, wenn es zu Quetschvorgängen unterhalb der Schneide und somit zu hohen Schnittnormalkräften kommt. Wie aus der Literatur bekannt, ist die Zunahme der Schnittnormalkräfte ab einer bestimmten Spannungsdicke deutlich geringer [Wan03]. Mit einer weiteren Steigerung der Spannungsdicke nimmt auch die Schneidenabflachung folglich immer weniger zu. Eine Ursache hierfür ist, dass sich die Zerspanungsmechanismen an der Schneidkante ab einer bestimmten Spannungsdicke nicht mehr ändern und sich das Niveau des Abtrages an der Schneidkante nicht mehr ändert.

Der Fasertrennwinkel bestimmt hierbei maßgeblich, bei welcher Spannungsdicke das konstante Verschleißniveau erreicht wird (siehe Abbildung 9.17 b)). Bei  $\theta = 45^\circ$  wird dieses Niveau bereits bei kleinen Spannungsdicken von etwa  $h = 2 \mu\text{m}$  erreicht, da der Verschleiß insgesamt sehr

gering ist. Im Trennwinkelbereich  $90^\circ < \theta < 150^\circ$  ist die Zunahme der Schneidenabflachung auch bei größeren Spannungsdicken im Bereich  $2 \mu\text{m} < h < 10 \mu\text{m}$  noch deutlich zu erkennen. Dies ist auf die große Einfederung in diesem Trennwinkelbereich zurückzuführen (vgl. Abbildung 5.2). Spannungsdicken oberhalb von  $h = 10 \mu\text{m}$  führen über dem gesamten Fasertrennwinkelbereich tendenziell zu einem sehr geringen Zuwachs der Schneidenabflachung.

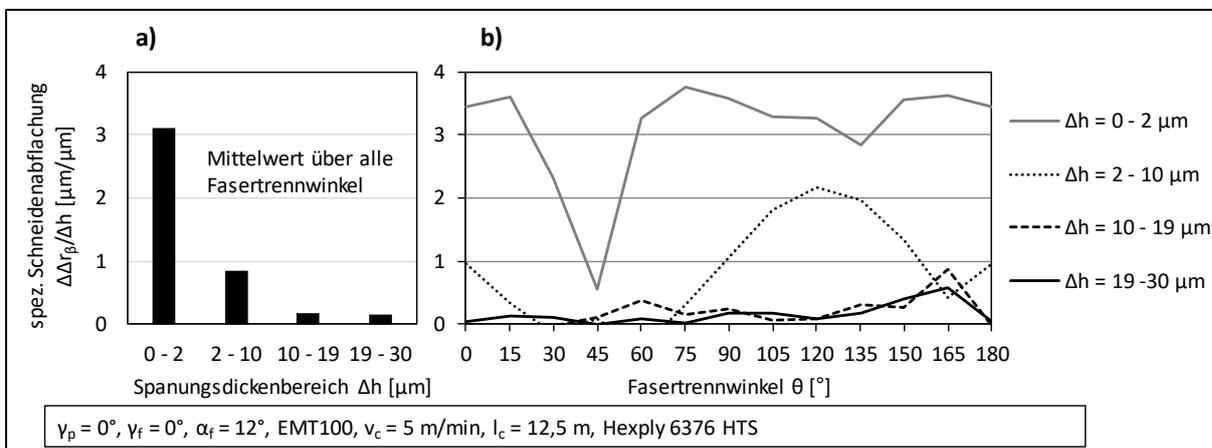


Abbildung 9.17: spezifische Schneidenabflachung  $\Delta\Delta r_\beta / \Delta h$  über dem Spannungsdickenbereich  $\Delta h$  sowie über dem Fasertrennwinkel  $\theta$

Die Verschleißform der Schneiden unterscheidet sich deutlich in Abhängigkeit vom beim Hobeln vorliegenden Fasertrennwinkel  $\theta$  (siehe Abbildung 9.18). Bei einem Fasertrennwinkel  $\theta = 45^\circ$  ist nach dem Schnittweg  $l_c = 12,5 \text{ m}$  nahezu kein Verschleiß zu erkennen. Im Gegensatz dazu zeigt sich insbesondere bei  $\theta = 135^\circ$  ein deutlicher Verschleiß der Freifläche, der zum typischen „Wasserfallprofil“ geführt hat. Die gleiche Profilform ergibt sich bei dem Fasertrennwinkel  $\theta = 0^\circ$ , bei gleichzeitig geringerem Verschleiß. Bei  $\theta = 90^\circ$  äußert sich der Verschleiß in Form einer größeren Verrundung der Schneidkante. Bei größeren Schnittnormalkräften ist der Verschleiß folglich größer, vergleiche hierzu die Kräfte in Abhängigkeit vom Fasertrennwinkel  $\theta$  in Abbildung 2.7.

Des Weiteren besitzt die elastische Einfederung des Werkstoffes einen Einfluss auf den Freiflächenverschleiß. In [Hin07] wurde die größte Einfederung bei einem Fasertrennwinkel von etwa  $\theta = 135^\circ$  ermittelt, gefolgt von  $\theta = 0^\circ/180^\circ$  und  $\theta = 90^\circ$ . Bei  $\theta = 45^\circ$  ist die Einfederung hingegen sehr gering. Diese Reihenfolge deckt sich mit dem in Abbildung 9.18 zu sehenden Freiflächenverschleiß. Folglich ist der Freiflächenverschleiß bei größerer Einfederung besonders ausgeprägt. Die Verschleißformen sind vergleichbar mit den von Henerichs [Hen15] ermittelten Formen beim Drehen von UD-CFK, vergleiche Abbildung 2.11.

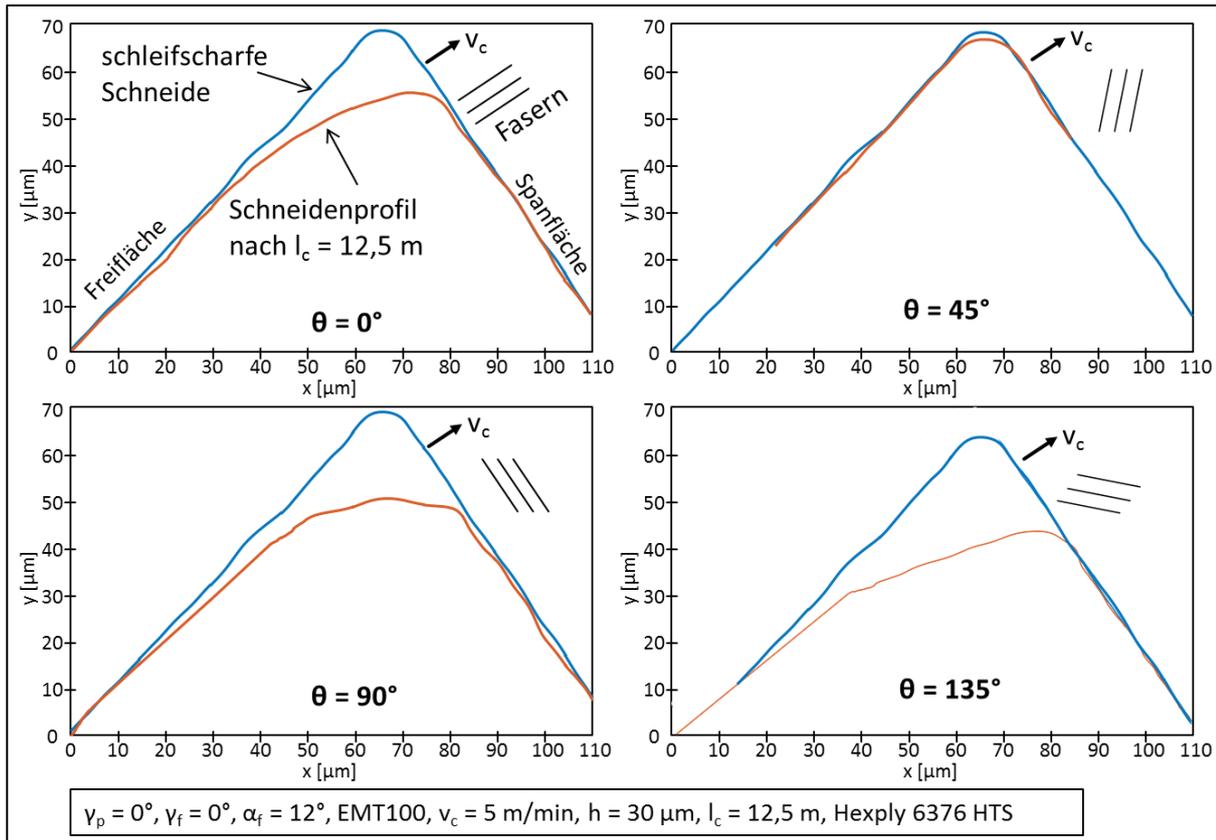


Abbildung 9.18: Einfluss des Fasertrennwinkels  $\theta$  auf den Verschleiß beim Hobeln mit Spanungsdicke  $h = 30 \mu\text{m}$  [nach A\_\_16a]

#### 9.4 Vergleich zwischen modelliertem und realem Verschleiß beim Fräsen

Zum Vergleich der Durchlaufreihenfolgen der Fasertrennwinkel beim Fräsen unterschiedlicher Faserorientierungen wird das in Kapitel 5.2 vorgestellte Modell zur Auswertung der Hobelversuche mit den Fräsergebnissen verglichen.

In Abbildung 9.19 sind die aus dem Fräsprozess resultierende sowie die mit dem Modell aus Kapitel 5.2 berechnete Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  über dem Faserorientierungswinkel  $\Phi$  aufgezeigt. Für die Berechnung der Schneidenabflachung beim Fräsen wurden die Schneidenabflachungen aus den Hobelversuchen (Messwerte tabellarisch im Anhang) als Eingangsgrößen verwendet. Die Verläufe der berechneten und der gemessenen Schneidenabflachung sind weitgehend identisch. Der Verlauf der modellierten Schneidenabflachung über dem Faserorientierungswinkel ähnelt einem Sinus. Die größte Schneidenabflachung von  $\Delta r_\beta \approx 18 \mu\text{m}$  tritt im Modell bei  $\Phi = 45^\circ$  und die kleinste mit  $\Delta r_\beta \approx 14 \mu\text{m}$  bei  $\Phi = 135^\circ$  auf.

Der modellierte Verschleiß ist jedoch gegenüber dem realen Verschleiß um etwa  $\Delta\Phi = 15^\circ$  verschoben. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass beim Hobeln nicht zwischen Gleich- und Gegenlauf unterschieden werden kann. Beim Fräsen tritt die Schneide nach dem Durchlaufen der Gegenlaufseite aufgeheizt in die Gleichlaufseite ein. Die sich hieraus ergebenden Effekte konnten bei den Hobelversuchen nicht erfasst werden. Neben der Spanungsdicke und dem Faserorientierungswinkel ändert sich beim Fräsen der Wirkrichtungswinkel  $\eta$  stetig mit dem Eingriffswinkel  $\varphi$  [Pau08]. Hieraus resultiert eine wechselnde Belastung der Schneide und somit eine weitere Einflussgröße auf den Verschleiß, die beim Hobeln nicht auftritt.

Die berechneten Schneidenabflachungen sind zudem um etwa  $\Delta\Delta r_\beta = 5$  bis  $6 \mu\text{m}$  größer als die aus dem Fräsprozess resultierenden. Die Ursache der unterschiedlichen Niveaus liegt in den unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten, die beim Hobeln mit  $v_{c,\text{Hobeln}} = 5 \text{ m/min}$  im Vergleich zum Fräsen  $v_{c,\text{Fräsen}} = 160 \text{ m/min}$  sehr gering sind. Wie im vorherigen Kapitel gezeigt, ist der Verschleiß bei geringerer Schnittgeschwindigkeit und gleichem Schnittweg deutlich größer. Hieraus resultiert der größere Verschleiß beim Hobeln, der in das Berechnungsmodell mit einfließt.

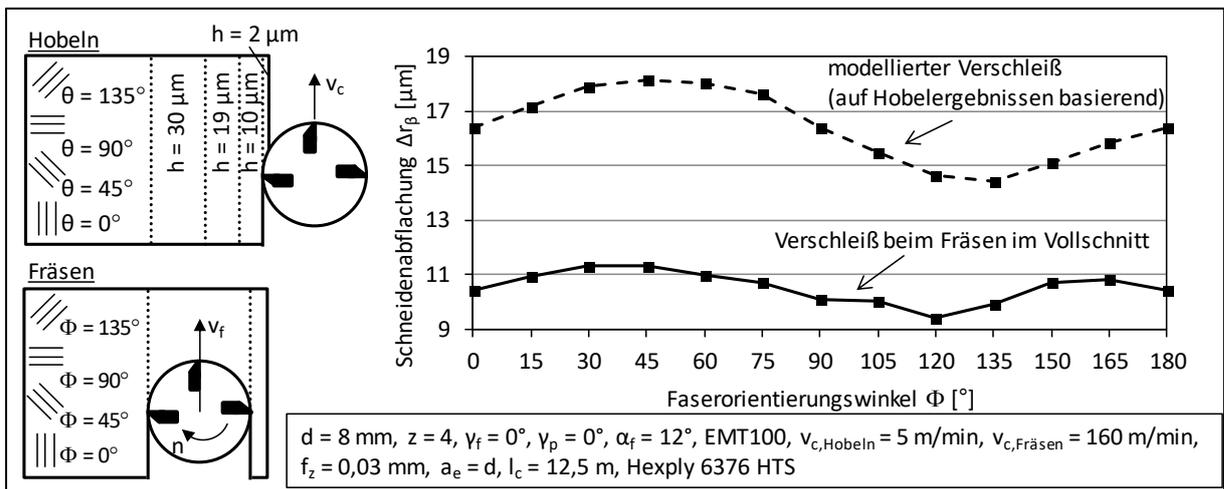


Abbildung 9.19: Mit dem Modell berechnete Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  beim Fräsen [nach A\_\_16a]

Der Verschleiß beim Fräsen kann näherungsweise mit Hilfe des auf den Hobelergebnissen beruhenden Modells abgebildet werden. Folglich unterscheiden sich die Zerspanvorgänge beim Hobeln und Fräsen nur geringfügig. Unter Berücksichtigung der zuvor genannten Randbedingungen ermöglicht die Übertragung der Hobelversuche eine Verschleißvorhersage für den deutlich komplexeren Fräsprozess.

## 9.5 Vergleich des Verschleißes mit den Zerspankräften

Wie in den vorherigen Kapiteln gezeigt, variiert beim Fräsen der Verschleiß in Abhängigkeit vom Faserorientierungswinkel. Die Verschleißzunahme über dem Eingriffsbogen ist folglich nicht konstant, da sich die Kombination von Spannungsdicke zu Fasertrennwinkel je nach Faserorientierungswinkel über dem Eingriffswinkel verändert (vergleiche hierzu Abbildung 5.1). Wie in Kapitel 2.2.2 beschrieben variieren die Zerspankräfte ebenfalls über dem Eingriffsbogen.

Im Folgenden werden die beim Hobeln gemessenen Schneidenabflachungen den Zerspankräften beim Fräsen gegenübergestellt. Durch die Hobelversuche mit verschiedenen Spannungsdicken und Fasertrennwinkeln ist es möglich, den Verschleiß beim Fräsen über dem Eingriffswinkel näherungsweise abzubilden. Hierbei wurden die beim Hobeln ermittelten Messwerte (tabellarisch im Anhang) verwendet und teilweise approximiert. Für die Ermittlung der Zerspankräfte wurden Fräsversuche mit einem einschneidigen Werkzeug in unidirektionalem CFK bei unterschiedlichen Faserorientierungswinkeln durchgeführt. Die Schnittgeschwindigkeit wurde hierbei auf  $v_c = 5 \text{ m/min}$  festgelegt, um die gleichen Bedingungen wie bei den Hobelversuchen zu erhalten.

In Abbildung 9.20 sind die beim Fräsen gemessene Schnittkraft  $F_c$  und Schnittnormalkraft  $F_{cn}$  über dem Eingriffswinkel  $\varphi$  bei vier unterschiedlichen Faserorientierungswinkeln  $\Phi = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$  und  $135^\circ$  dargestellt. Darüber hinaus ist die Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  aus den Hobelversuchen bei jeweils zum Fräsen äquivalenten Eingriffsbedingungen als Verlauf über dem Eingriffswinkel angegeben. Die Kraftverläufe stimmen trotz der geringeren Schnittgeschwindigkeit mit denen von Karpat [Kar12] überein (vgl. Abbildung 2.6).

Der Verlauf der Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  ist bei allen Faserorientierungswinkeln  $\Phi$  weitgehend deckungsgleich mit dem der Schnittnormalkraft  $F_{cn}$ . Die Schnittnormalkraft liegt hierbei auf einem höheren Kraftniveau als die Schnittkraft. Die Schnittkraft  $F_c$  besitzt einen ähnlichen Verlauf, jedoch sind im Vergleich zur Schnittnormalkraft die Maxima weniger stark ausgeprägt. Im Bereich um den Fasertrennwinkel  $\theta = 45^\circ$  zeigt sich unabhängig vom Eingriffswinkel ein Kraftminimum und zugleich die geringste Schneidenabflachung.

Des Weiteren zeigt der Vergleich der Kraft- und Verschleißverläufe in Abbildung 9.20 mit der in Abbildung 5.3 gezeigten Näherung für die maximal mögliche relative Einfederung über dem Eingriffswinkel eine hohe Übereinstimmung bei gleichen Faserorientierungswinkeln. Der Verschleiß ist folglich dann hoch, wenn sowohl die Schnittnormalkraft als auch die mögliche Einfederung des Werkstoffes groß sind.

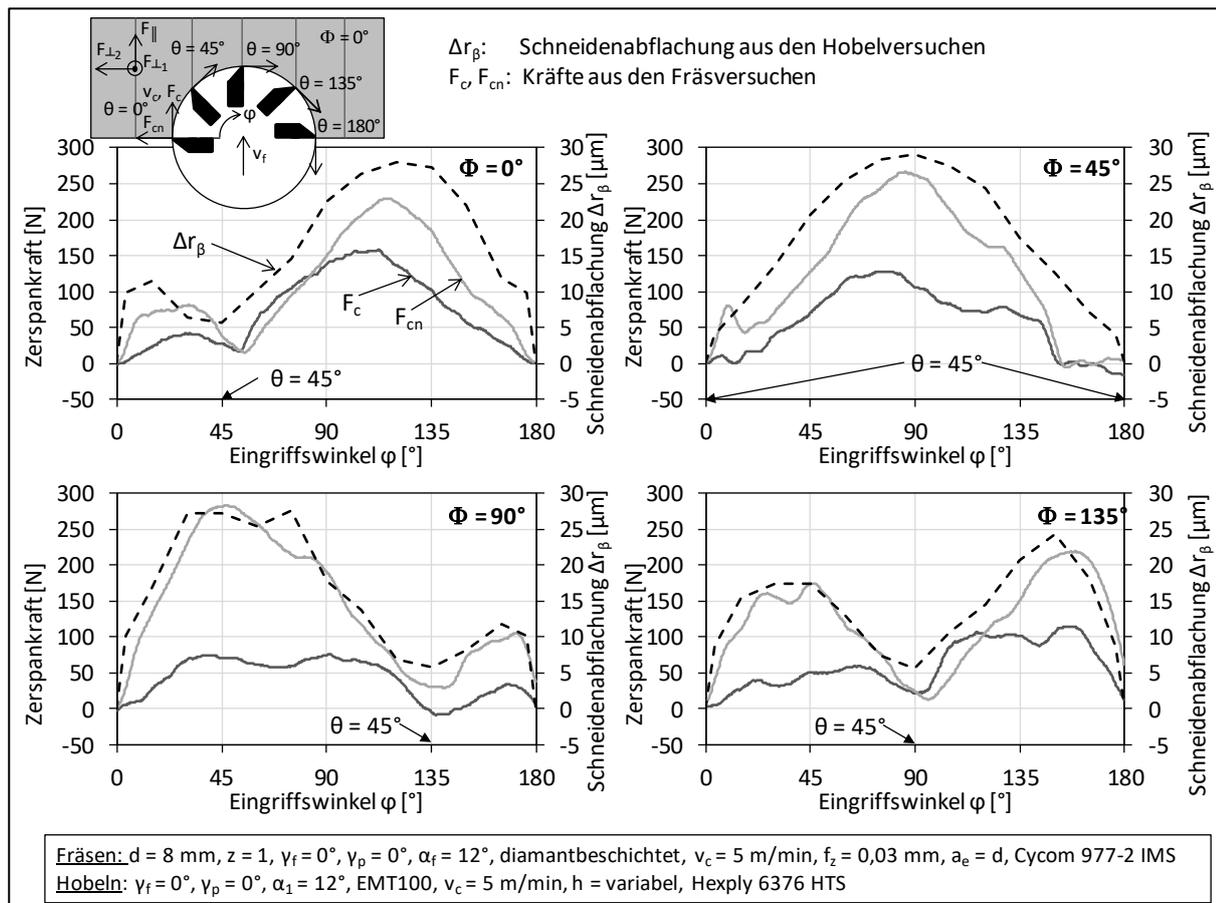


Abbildung 9.20: Verläufe von Schnittkraft  $F_c$  und Schnittnormalkraft  $F_{cn}$  über dem Eingriffswinkel  $\varphi$  beim Fräsen sowie der Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  aus den Hobelversuchen bei jeweils zum Fräsen äquivalenten Eingriffsbedingungen bei den Faserorientierungswinkeln  $\Phi = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$  und  $\Phi = 135^\circ$

Für eine detaillierte Betrachtung sind in Abbildung 9.21 neben der Schneidenabflachung beim Hobeln die Schnitt- und Schnittnormalkraft  $F_c$  und  $F_{cn}$  sowie die Faserlängskraft  $F_{F||}$  und die 2. Faserquerkraft  $F_{F\perp 2}$  gezeigt. Die Zerlegung der Zerspankkräfte in die Faserrichtungen erfolgte analog zu der Berechnung von Schütte [Sch14]. Um einen direkten Vergleich mit den Hobel-ergebnissen in Abbildung 9.16 zu erhalten, wurden jeweils die Kräfte aus Fräsversuchen bei eng gestuften variablen Fasertrennungswinkeln  $\Phi$  bei den Spannungsdicken  $h = 2 \mu\text{m}$ ,  $10 \mu\text{m}$ ,  $19 \mu\text{m}$  und  $h = 30 \mu\text{m}$  ausgelesen und über dem Fasertrennwinkel aufgetragen.

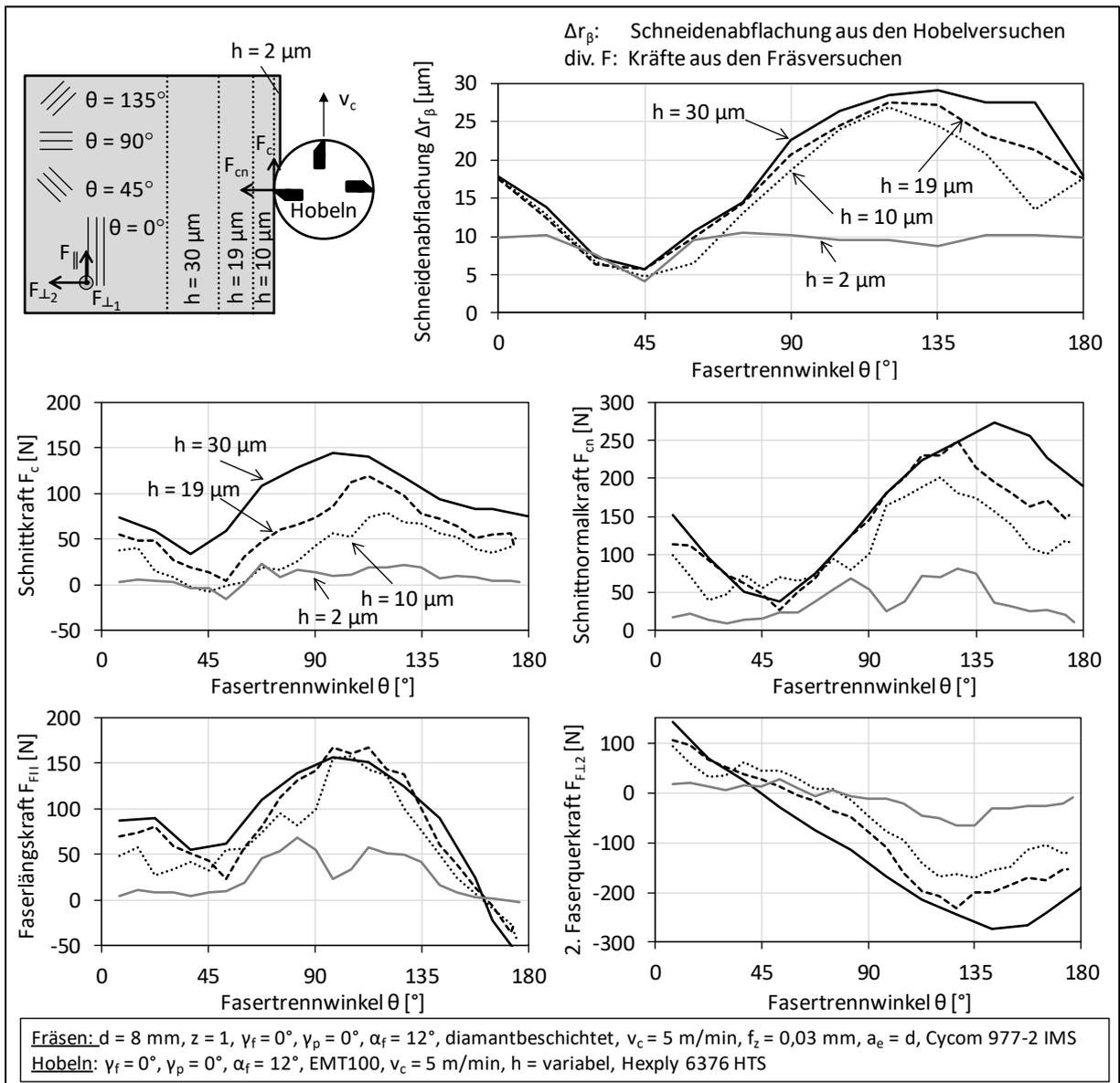


Abbildung 9.21: Vergleich des Verlaufes der Schneidenabflachungen  $\Delta r_\beta$  aus den Hobelversuchen mit den Verläufen der Schnitt- und Schnittnormalkraft  $F_c$  und  $F_{cn}$  aus den Fräsversuchen sowie der umgerechneten Faserlängskraft  $F_{F||}$  und der 2. Faserquerkraft  $F_{F\perp 2}$  über dem Fasertrennwinkel  $\theta$  bei unterschiedlichen Spannungsdicken  $h$

Bei der kleinsten Spannungsdicke  $h = 2 \mu\text{m}$  treten insgesamt die geringsten Kräfte und bei  $h = 30 \mu\text{m}$  die größten Kräfte auf. Im Bereich um den Fasertrennwinkel  $\theta = 45^\circ$  werden bei allen Spannungsdicken die geringsten Kräfte gemessen. Die größten Schnittkräfte  $F_c$  treten bei

etwa  $\theta = 110^\circ$  auf. Die größte Schnittnormalkraft  $F_{cn}$  wird hingegen im Bereich um  $\theta = 135^\circ$  gemessen.

Im Gegensatz zur Schnittnormalkraft  $F_{cn}$  zeigt die Schnittkraft  $F_c$  eine große Abhängigkeit von der Spanungsdicke im untersuchten Bereich  $2 \mu\text{m} \leq h \leq 30 \mu\text{m}$ . So nimmt die Schnittkraft mit steigender Spanungsdicke über dem gesamten Fasertrennwinkelbereich stetig zu. Bei der Schnittnormalkraft liegt der Verlauf ab einer Spanungsdicke von  $h \geq 10 \mu\text{m}$  bis auf den Fasertrennwinkelbereich  $130 < \theta < 180^\circ$  näherungsweise auf dem Niveau der größten Spanungsdicke  $h = 30 \mu\text{m}$ . Der gleiche Effekt ist bei der Schneidenabflachung zu erkennen, die ab der Spanungsdicke  $h = 10 \mu\text{m}$  kaum noch ansteigt. Die beim Fräsen ermittelten Kraftverläufe sind vergleichbar mit den von Schütte beim Bohren gemessenen Kräften [Sch14].

Die Faserlängskraft  $F_{F||}$  ist wie die Schnittnormalkraft wenig anfällig für größere Spanungsdicken  $h \geq 10 \mu\text{m}$ . Die 2. Faserquerkraft  $F_{F\perp 2}$  nimmt hingegen mit größerer Spanungsdicke betragsmäßig zu. Im Gegensatz zum deckungsgleichen Verlauf der Schneidenabflachung und der Schnittnormalkraft weichen die qualitativen Verläufe von Faserlängskraft sowie 2. Faserquerkraft ab einem Fasertrennwinkel  $\theta \geq 90^\circ$  vom Verlauf der Schneidenabflachung ab. Die 2. Faserquerkraft nimmt ab  $\theta \geq 90^\circ$  deutlich größere Werte an als die Faserlängskraft (siehe Abbildung 9.21).

## 9.6 Erkenntnisse zum Werkzeugverschleiß

In diesem Kapitel wurde der Verschleiß beim Fräsen im Teil- und Vollschnitt sowie beim Hobeln untersucht. Der Fasertrennwinkel  $\theta$  und die Spanungsdicke  $h$  dienten bei allen Bearbeitungsverfahren als verbindende Parameter. Mit Hilfe eines auf diesen Parametern basierenden Modells konnten die Ergebnisse der Fräs- und Hobelversuche verglichen werden. Beim Fräsen im Vollschnitt wurden ergänzend die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und das Hartmetall variiert und die Zerspankräfte gemessen.

Beim Fräsen ändern sich die Spanungsdicke und der Fasertrennwinkel kontinuierlich über dem Schnittbogen. Der Verlauf des Fasertrennwinkels  $\theta$  wird durch den Faserorientierungswinkel  $\Phi$  bestimmt. Durch die Versuche im Teil- und Vollschnitt konnte gezeigt werden, dass unterschiedliche Faserorientierungswinkel zu unterschiedlich großem Verschleiß führen. Im untersuchten Teilschnitt trat im Fasertrennwinkelbereich  $90^\circ < \theta < 135^\circ$  der größte Verschleiß auf. Im Vollschnitt ist der Verschleiß bei etwa  $\Phi = 40^\circ$  am größten und bei  $\Phi = 120^\circ$  am geringsten. Aufgrund der variierenden Kombination von Spanungsdicke zu Fasertrennwinkel kann aus den Fräsversuchen keine Aussage zu deren individuellem Einfluss abgeleitet werden.

Aus den Ergebnissen beim Hobeln ist eine signifikante Abhängigkeit der Größe und Form des Werkzeugverschleißes vom Fasertrennwinkel  $\theta$  ersichtlich. Der Verlauf der Schneidenabflachung  $\Delta r_\beta$  über dem Fasertrennwinkel ist näherungsweise sinusförmig und besitzt bei  $\theta = 45^\circ$  sein Minimum und bei  $\theta = 135^\circ$  sein Maximum. Mit zunehmender Spanungsdicke im Bereich  $0 \leq h \leq 10 \mu\text{m}$  zeigte sich ein starker Anstieg der Schneidenabflachung. Bei weiter zunehmender Spanungsdicke fiel der Anstieg deutlich geringer aus. Die Ursache hierfür liegt in der elastischen Deformation des Werkstoffes, die ab einer bestimmten Spanungsdicke nicht mehr zunimmt (siehe Kapitel 2.2.2). Die elastische Deformation des Werkstoffes ist hierbei abhängig

vom Fasertrennwinkel und führt bei großen Werten zu einem ausgeprägten Freiflächenverschleiß.

Die Zerspankräfte sind ebenfalls vom Fasertrennwinkel abhängig. Hierbei folgt der Verlauf der Schneidenabflachung dem der Schnittnormalkraft  $F_{cn}$ . Für die Kraftmessung beim Fräsen wurde bei gleicher Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 5$  m/min ein anderer CFK-Werkstoff verwendet als für die Hobelversuche. Dennoch sind die Ergebnisse qualitativ miteinander vergleichbar. Dies deutet zum einen darauf hin, dass die Zerspanbedingungen beim Hobeln und Fräsen sehr ähnlich sind und zum anderen darauf, dass der Werkstoff bei gleichem Aufbau nahezu keinen Einfluss auf die grundlegenden Zerspanvorgänge besitzt.

Für die Ermittlung des Einflusses der Schnittgeschwindigkeit wurden jeweils schleifscharfe Schneidenbereiche eingesetzt. Es zeigte sich, dass bei der geringsten untersuchten Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 5$  m/min der Verschleiß am höchsten war. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit nahm der Verschleiß bis  $v_c = 40$  m/min zunächst deutlich ab. Anschließend war die Verschleißabnahme geringer.

Die Variation der Hartmetallsorten – die sich im Cobaltanteil sowie in der Größe der WC-Körner unterscheiden – zeigte, dass der Verschleiß mit geringerer Korngröße abnimmt. Ein hoher Cobaltanteil führt zu einer höheren Vorschubkraft am Schnittbeginn. Darüber hinaus konnte dem Cobaltanteil kein weiterer Effekt zugewiesen werden, da der Cobaltanteil und die Größe der WC-Körner nicht systematisch variiert wurden. Unterschiedliche Vorschubkraftverläufe von Hartmetallsorten mit gleichem Cobaltanteil und gleicher WC-Korngröße weisen auf weitere erhebliche Einflüsse durch die Anteile von Wolframcarbid und Zusatzkarbiden hin, die an dieser Stelle nicht aufgeklärt werden konnten.

## 10 Zusammenfassung

Die Zerspanung von CFK ist bedingt durch die Delamination der Bauteilkanten und den großen Werkzeugverschleiß zeit- und kostenintensiv. Aus diesen Gründen ist eine Optimierung des Zerspanprozesses erstrebenswert. Bei hochbelasteten CFK-Bauteilen, wie sie im Flugzeugbau bei Strukturbauteilen eingesetzt werden, kommen Werkstoffe mit multiaxialen Lagenaufbau zum Einsatz. Hierdurch weisen die von der Delamination betroffenen Decklagen überwiegend eine unidirektionale Ausrichtung der Fasern auf. Aus diesem Grund wurde in dieser Arbeit die Fräsbearbeitung von unidirektional kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff elementar beschrieben und untersucht. Darauf aufbauend wurden Bearbeitungsstrategien zur Verminderung von Delamination abgeleitet. Abschließend befasst sich die Arbeit mit dem Werkzeugverschleiß, durch den Delamination begünstigt wird.

Die erstmals von Schütte [Sch14] durchgeführte räumliche Untersuchung der Fasertrennung beim Hobeln und Bohren wurde in dieser Arbeit fortgeführt. Es wurde ein Modell für die räumliche Lage der Schneide sowie für die effektive Schnittbewegung relativ zur Faserachse aufgestellt und mittels der neu eingeführten geometrischen und kinematischen Fasertrennvektoren beschrieben. Der bisher in der Literatur verwendete Fasertrennwinkel  $\theta$  stellt eine zweidimensionale kinematische Beschreibung des Kontaktpunktes von Schneide und Faser in der Laminebene dar. Die Fasertrennvektoren stellen eine Erweiterung des Fasertrennwinkels um den kinematischen Anteil normal zur Laminebene sowie die geometrische Lage der Schneide zur Faser dar. Die Fräsuntersuchungen mit Sturz- und Seitenwinkel haben gezeigt, dass die Delamination neben dem Faserorientierungswinkel maßgeblich durch die Neigung der Werkzeugachse beeinflusst wird. Der Vergleich der erzielten Schnittqualität mit den Fasertrennvektoren hat vier geometrische und kinematische Bedingungen ergeben, bei denen geringe Faserüberstände auftreten. Darüber hinausgehend zeigte sich, dass die Kombination dieser vier Bedingungen zusammen mit einem stumpfen Winkel zwischen Schnittfläche und Decklage zu geringeren Faserüberständen führt. Eine detaillierte Zusammenfassung der Ergebnisse ist in Kapitel 7.6 zu finden.

Die in dieser Arbeit erstmals durchgeführte Untersuchung der Faserüberstände bei nichtlinearen Vorschubbewegungen hat gezeigt, dass die Länge der Faserüberstände maßgeblich durch die Richtung der Vorschubbewegung beeinflusst wird. Es wurde ein Modell zur Berechnung der maximal möglichen Längen der Faserüberstände in den Konturen Gerade, Kreis und Winkel in Abhängigkeit von der Faserorientierung aufgestellt. Das Modell basiert auf der Annahme, dass der Ort des initialen Fasertrennpunktes mit den Enden der Faserüberstände übereinstimmt. Durch Variation der Vorschubrichtung kann die Linie der initialen Fasertrennpunkte zur Bearbeitungsseite des endgültigen Bauteils verlagert werden, wodurch die Längen der Faserüberstände systematisch reduziert und maximal so lang wie der halbe Werkzeugdurchmesser werden. Das Modell sowie die daraus abgeleiteten Vorschubbewegungen zur Minimierung der Faserüberstände bei unterschiedlichen Konturen konnten in Fräsversuchen validiert werden. Die Erkenntnisse sind in Kapitel 8.3 zusammengefasst.

Die Fräsuntersuchungen im Voll- und Teilschnitt zeigten, dass der Faserorientierungswinkel einen großen Einfluss auf den Verschleiß von Hartmetallwerkzeugen ausübt. Hierbei ist die

Ausprägung bei unterschiedlichen Hartmetallsorten gleichartig, wobei der Verschleiß bei geringerer Korngröße abnimmt. Des Weiteren zeigte sich in Hobelversuchen, dass der Verschleiß vom Fasertrennwinkel sowie der Spannungsdicke abhängt. Mit Hilfe eines Modells, das den Fräsprozess als eine periodische Aneinanderreihung definierter Spannungsdicken  $h$  und Fasertrennwinkel  $\theta$  darstellt, wurden die Verschleißergebnisse aus den Hobelversuchen mit dem Verschleiß beim Fräsen nach gleichen Schnittpfaden verglichen. Es zeigte sich ein qualitativ gleicher Verlauf der Schneidenabflachung über dem Faserorientierungswinkel. Der auf Basis der bei geringer Schnittgeschwindigkeit durchgeführten Hobelversuche berechnete Verschleiß lag deutlich über dem des realen Fräsprozesses. Ergänzende Fräsversuche ergaben, dass der Verschleiß mit sinkender Schnittgeschwindigkeit stark ansteigt, wodurch der große Verschleiß bei den Hobelversuchen erklärt werden kann. Der qualitative Verlauf der Schnittnormalkraft über dem Fasertrennwinkel ist nahezu deckungsgleich mit dem der Schneidenabflachung. In Kapitel 9.6 sind die Erkenntnisse zum Werkzeugverschleiß zusammengefasst.

Wie im Kapitel über den Stand der Technik beschrieben, gibt es – unabhängig von der Art der Faser und Matrix sowie dem Bearbeitungsverfahren – übereinstimmende Ergebnisse bei der Zerspanung von FVK. In dieser Arbeit wurde dies an sechs unterschiedlichen Stellen bestätigt.

- Das Fräsen mit geneigtem Werkzeug führte bei unterschiedlichen CFK-Werkstoffen mit unidirektionaler Decklage zu einem qualitativ gleichen Schnittergebnis.
- Das Fräsen im Vollschnitt mit unterschiedlichen Faserorientierungswinkeln führte bei den untersuchten Hartmetallsorten zu jeweils qualitativ gleichen Verschleißbildern.
- Die beim Fräsen ermittelten Kraftverläufe bei unterschiedlichen Faserorientierungswinkeln sind qualitativ deckungsgleich mit den von Karpat [Kar12] gemessenen Kräften in einem anderen Werkstoff bei höherer Schnittgeschwindigkeit.
- Die in die jeweiligen Faserrichtungsanteile umgerechneten Kräfte beim Fräsen sind nahezu deckungsgleich mit den von [Sch14] beim Bohren ermittelten Kräften bei gleichem Fasertrennwinkel.
- Die Verschleißversuche beim Hobeln und die Kraftmessung beim Fräsen wurden mit unterschiedlichen Werkstoffen bei gleicher Schnittgeschwindigkeit durchgeführt. Die qualitativen Kraft- und Verschleißverläufe ähneln sich stark.
- Die beim Hobeln entstandenen Verschleißformen gleichen den von Henerichs [Hen15] ermittelten Formen beim Drehen mit gleichem Fasertrennwinkel. Hierbei unterscheiden sich wesentliche Parameter wie Schnittgeschwindigkeit und Werkstoff.

Dies sind weitere Hinweise darauf, dass die Zerspanung von FVK auf grundlegenden Trennmechanismen basiert und modellhaft beschrieben werden kann. Des Weiteren zeigt die Validierung des Modells zur Übertragung der Verschleißergebnisse vom Hobel- auf den Fräsprozess, dass es möglich ist, komplexe Zerspanungsverfahren wie das Fräsen durch einfachere Verfahren wie das Hobeln partiell nachzubilden und zu untersuchen. Dies Ergebnis kann als Grundlage für ein verfahrensübergreifendes Modell für die Zerspanung von FVK dienen.

Die Bearbeitung orthotroper Werkstoffe wird aktuell in keiner Norm erfasst. Die räumliche Beschreibung der Eingriffsbedingungen in dieser Arbeit bietet die Grundlage, bestehende Normen wie die [ISO 3002-1] um diesen Aspekt zu erweitern.

Mit Hilfe der vorgestellten elementaren Modelle zur Berechnung der Faserüberstände sowie der kinematischen und geometrischen Fasertrennvektoren und der daraus abgeleiteten Frässtrategien ist es möglich, die Faserüberstände zu reduzieren und somit die Sicherheit des Fräsprozesses zu erhöhen und die Werkzeugstandwege zu verlängern.

## 11 Literaturverzeichnis

- [A\_\_16a] A\_\_Benjamin Boll: Untersuchung des Verschleißes von Hartmetallwerkzeugen im Vollschnitt von kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK). Bachelorarbeit, Betreuer: Felix Brüggemann, Hamburg, TUHH, IPMT, 2016.
- [A\_\_16b] A\_\_Christopher Mundt: Konturabhängige Frässtrategien zur Vermeidung von Delamination bei der Bearbeitung von kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK). Bachelorarbeit, Betreuer: Felix Brüggemann, Hamburg, TUHH, IPMT, 2016.
- [Ahm09] Ahmad, J.: Machining of Polymer Composites. Springer US, Boston, MA, 2009.
- [An15] An, Q. et al.: Study on the cutting mechanics characteristics of high-strength UD-CFRP laminates based on orthogonal cutting method. In *Composite Structures*, 2015, 131; S. 374–383.
- [Aro96] Arola, D.; Ramulu, M.; Wang, D. H.: Chip formation in orthogonal trimming of graphite/epoxy composite. In *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 1996, 27; S. 121–133.
- [Aro97] Arola, D.; Ramulu, M.: Orthogonal cutting of fiber-reinforced composites. A finite element analysis. In *International Journal of Mechanical Sciences*, 1997, 39; S. 597–613.
- [AVK10] AVK – Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e.V. Hrsg.: Handbuch Faserverbundkunststoffe. Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen; mit 46 Tabellen. Vieweg+Teubner Verlag / GWV Fachverlage GmbH Wiesbaden, Wiesbaden, 2010.
- [Azm13] Azmi, A. I.; Lin, R. J. T.; Bhattacharyya, D.: Tool wear prediction models during end milling of glass fibre-reinforced polymer composites. In *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2013, 67; S. 701–718.
- [Bec11] Becke, C.: Prozesskraftrichtungsangepasste Frässtrategien zur schädigungsarmen Bohrungsbearbeitung an faserverstärkten Kunststoffen, Dissertation, Karlsruhe, KIT, 2011.
- [Bha95] Bhatnagar, N. et al.: On the machining of fiber reinforced plastic (FRP) composite laminates. In *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1995, 35; S. 701–716.
- [Bha98] Bhattacharyya, D.; Horrigan, D.: A study of hole drilling in Kevlar composites. In *Composites Science and Technology*, 1998, 58; S. 267–283.
- [Bla00] Blanke, H.-J.; Bartz, W. J.: Expert Praxis-Lexikon Tribologie plus. 2010 Begriffe für Studium und Praxis. Expert-Verl., Renningen-Malmsheim, 2000.
- [Cap04] Capello, E.: Workpiece damping and its effect on delamination damage in drilling thin composite laminates. In *Journal of Materials Processing Technology*, 2004, 148; S. 186–195.

- [Cap96] Caprino, G. et al.: Effect of tool wear on cutting forces in the orthogonal cutting of unidirectional glass fibre-reinforced plastics. In *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 1996, 27; S. 409–415.
- [Cha12] Chatelain, J. F.; Zaghbani, I.; Monier, J.: Effect of Ply Orientation on Roughness for the Trimming Process of CFRP Laminates. In *C. World Academy of Science, Engineering and Technology*, 2012, 68; S. 1204–1210.
- [Cha94] Chattopadhyay, A.; Gu, H.: New higher order plate theory in modeling delamination buckling of composite laminates. In *AIAA Journal*, 1994, 32; S. 1709–1716.
- [Col91] Colligan, K.; Ramulu, M.: Delamination in surface plies of graphite/epoxy caused by the edge trimming process. In *Processing and Manufacturing of Composite Materials Vol. 27*, 1991.
- [Col92] Colligan, K.; Ramulu, M.: The effect of edge trimming on composite surface plies. In *Manufacturing Review (USA)*, 1992, 5; S. 274–283.
- [Da 84] Da Silva, J. L. G.; Johnson, D. J.: Flexural studies of carbon fibres. In *Journal of Materials Science*, 1984, 19; S. 3201–3210.
- [Dav05] Davim, J.; Reis, P.: Damage and dimensional precision on milling carbon fiber-reinforced plastics using design experiments. In *Journal of Materials Processing Technology*, 2005, 160; S. 160–167.
- [Dav10] Davim, J. P.: *Machining composite materials*. Wiley, Hoboken, New Jersey, 2010.
- [Deg09] Degischer, H. P.; Lüftl, S.: *Leichtbau*. Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, Germany, 2009.
- [Den11] Denkena, B.; Tönshoff, H. K.: *Spanen*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2011.
- [Den91] Dennis, P.: Machining fibre-reinforced plastics. In *IDR. Industrial diamond review*, 1991, 51; S. 288–291.
- [Dha00] Dharan, C.; Won, M.: Machining parameters for an intelligent machining system for composite laminates. In *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*, 2000, 40; S. 415–426.
- [Di 96] Di Ilio, A.; Paoletti, A.; Veniali, F.: Tool wear in drilling thermosets and thermoplastic matrix composites. In *Eng Syst Des Anal ASME*, 1996, 3; S. 41–46.
- [DIN 6580] Deutsches Institut für Normung: DIN 6580: Begriffe der Zerspantechnik: Bewegungen und Geometrie des Zerspanvorganges. Beuth Verlag, 1985.
- [DIN 6581] Deutsches Institut für Normung: DIN 6581: Begriffe der Zerspantechnik - Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeuges. Beuth Verlag, 1985.
- [DIN 6584] Deutsches Institut für Normung: DIN 6584: Begriffe der Zerspantechnik: Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen. Beuth Verlag, 1982.

- [DIN 8589-0] Deutsches Institut für Normung: DIN 8589-0: Fertigungsverfahren Spanen - Teil 0: Allgemeines: Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag, 2003.
- [DIN 8589-3] Deutsches Institut für Normung: DIN 8589-3: Fertigungsverfahren Spanen - Teil 3: Fräsen: Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag, 2003.
- [DIN 8589-4] Deutsches Institut für Normung: DIN 8589-4: Fertigungsverfahren Spanen - Teil 4: Hobeln, Stoßen: Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag, 2003.
- [DiP96] DiPaolo, G.; Kapoor, S. G.; DeVor, R. E.: An Experimental Investigation of the Crack Growth Phenomenon for Drilling of Fiber-Reinforced Composite Materials. In *Journal of Engineering for Industry*, 1996, 118; S. 104.
- [Dre10] Dressler, M.: Der ziehende Schnitt. In (Braun, S.; Maier, W.; Zirkelbach, S. Hrsg.): *Intelligent produzieren*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2010; S. 68–76.
- [Ehr06] Ehrenstein, G. W.: *Faserverbund-Kunststoffe. Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften*. Hanser, München, 2006.
- [Far09] Faraz, A.; Biermann, D.; Weinert, K.: Cutting edge rounding: An innovative tool wear criterion in drilling CFRP composite laminates. In *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2009, 49; S. 1185–1196.
- [Fer99] Ferreira, J.; Coppini, N.; Miranda, G.: Machining optimisation in carbon fibre reinforced composite materials. In *Journal of Materials Processing Technology*, 1999, 92-93; S. 135–140.
- [Gei14] Geis, T.; Klingelhöller, C.; Hintze, W.: Constant Depth Scoring of Fibre Reinforced Plastic Structures to Prevent Delamination. In *Procedia CIRP*, 2014, 14; S. 205–210.
- [Gen15] Geng, D. et al.: Rotary ultrasonic elliptical machining for side milling of CFRP: tool performance and surface integrity. In *Ultrasonics*, 2015, 59; S. 128–137.
- [Ghi04] Ghidossi, P.; El Mansori, M.; Pierron, F.: Edge machining effects on the failure of polymer matrix composite coupons. In *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2004, 35; S. 989–999.
- [Gor03] Gordon, S.; Hillery, M. T.: A review of the cutting of composite materials. In *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials Design and Applications*, 2003, 217; S. 35–45.
- [Gra88] Grass, P. A.: *Bohren faserverstärkter Duromere*, Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen. Dissertation, 1988.
- [Gün88] Günther, R.; Haag, H.: *TRIBOLOGIE: Reibung · Verschleiß · Schmierung. Abrasivverschleiß, Mischreibung, Betriebsverhalten von Reibungssystemen, Oberflächenbehandlung*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 1988.

- [Had13] Haddad, M. et al.: Machinability and surface quality during high speed trimming of multi directional CFRP. In *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 2013, 13; S. 289.
- [Hag13] Hagino, M.; Inoue, T.: Effect of Carbon Fiber Orientation and Helix Angle on CFRP Cutting Characteristics by End-Milling. In *Journal ref: International Journal of Automation Technology*, 2013, 7; S. 292–299.
- [Har12] Hartmann, D.: Delamination an Bauteilkanten beim Umrissfräsen kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe, Dissertation, Hamburg, TU., 2012.
- [Haw75] Hawthorne, H. M.; Teghtsoonian, E.: Axial compression fracture in carbon fibres. In *Journal of Materials Science*, 1975, 10; S. 41–51.
- [Hen15] Henerichs, M. et al.: Machining of carbon fiber reinforced plastics. Influence of tool geometry and fiber orientation on the machining forces. In *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2015, 9; S. 136–145.
- [Hin07] Hintze, W. et al.: Precision of machined CFRP—the challenge of dimensional accuracy: Proceedings of the 1st International Workshop on Aircraft System Technologies (AST 2007). Shaker Verlag, Aachen, 2007; S. 361–374.
- [Hin10] Hintze, W.; Hartmann, D.; Schütte, C. Hintze, W.; Hartmann, D.; Schütte, C.: Verfahren zum Fräsen von langfaserverstärkten Verbundkunststoffen, DE102010004570B4, 2010.
- [Hin11] Hintze, W.; Hartmann, D.; Schütte, C.: Occurrence and propagation of delamination during the machining of carbon fibre reinforced plastics (CFRPs) – An experimental study. In *Composites Science and Technology*, 2011, 71; S. 1719–1726.
- [Hin12a] Hintze, W.; et. al.: Temperaturen beim Fräsen von Composites beherrschen. In *Unter Span*, 2012, 1; S. 10–11.
- [Hin12b] Hintze, W.; Hartmann, D.; Goßmann, U.: Fertigungstechnik - Kantenqualität beim Umrissfräsen von CFK verbessern. In *VDI Z-Integrierte Produktion*, 2012, 154; S. 24.
- [Hin13] Hintze, W.; Hartmann, D.: Modeling of Delamination During Milling of Unidirectional CFRP. In *Procedia CIRP*, 2013, 8; S. 444–449.
- [Hin14] Hintze, W.; Schütte, C.; Steinbach, S.: Influence of the Fiber Cutting Angle on Work Piece Temperature in Drilling of Unidirectional CFRP. In (Denkena, B. Hrsg.): *New Production Technologies in Aerospace Industry*. Springer International Publishing, Cham, 2014; S. 137–143.
- [Hin15a] Hintze, W.; Cordes, M.; Koerkel, G.: Influence of weave structure on delamination when milling CFRP. In *Journal of Materials Processing Technology*, 2015, 216; S. 199–205.
- [Hin15b] Hintze, W.; Brüggemann, F.: Endmilling of Recent CFRP Materials with Cemented Carbide and Diamond Tools - Analysis of Process; Tool Wear and Quality. In

- (Estorff, O. v.; Thielecke, F. Hrsg.): Proceedings of the 5th International Workshop on Aircraft System Technologies. February 24 - 25, 2015, Hamburg, Germany. Shaker, Aachen, 2015; S. 373–382.
- [Hin16a] Hintze, W.; Brüggmann, F.; Cordes, M.: Entwicklung und Einsatzverhalten von Hartmetallwerkzeugen zum Bohren und Fräsen von Kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK). In (Kolaska, H.; Danninger, H.; Biermann, D. Hrsg.): Zerspanung von und mit pulvermetallurgischen Werkstoffen. [35. Hagener Symposium Pulvermetallurgie mit Fachausstellung, 24./25. November 2016]. Heimdall-Verl., Hagen, 2016; S. 213–230.
- [Hin16b] Hintze, W. et al.: Modellierung von Delaminationsphänomenen bei der Zerspanung langfaserverstärkter Faserverbundwerkstoffe. In (Biermann, D. Hrsg.): Spanende Fertigung. Prozesse, Innovationen, Werkstoffe. Vulkan Verlag, Essen, 2016; S. 65–78.
- [Hin17] Hintze, W.; Brüggmann, F.: Influence of Curved Workpiece Contours on Delamination During end Milling of FRP. In *Procedia CIRP*, 2017, 62; S. 62–67.
- [Hin18] Hintze, W.; Brüggmann, F.: Influence of spatial tool inclination on delamination when milling CFRP. In *Journal of Materials Processing Technology*, 2018, 252; S. 830–837.
- [Ho-90] Ho-Cheng, H.; Dharan, C. K. H.: Delamination During Drilling in Composite Laminates. In *Journal of Engineering for Industry*, 1990, 112; S. 236.
- [Hoc03] Hocheng, H.; Tsao, C.: Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits. In *Journal of Materials Processing Technology*, 2003, 140; S. 335–339.
- [Hoc05] Hocheng, H.; Tsao, C. C.: The path towards delamination-free drilling of composite materials. In *Journal of Materials Processing Technology*, 2005, 167; S. 251–264.
- [Hoc12] Hocheng, H. Hrsg.: *Machining technology for composite materials. Principles and practice*. Woodhead Pub, Philadelphia, 2012.
- [Hoc91] Hocheng, H.; Puw, H. Y.: Milling of continuous carbon fiber-reinforced epoxy: *Processing and Manufacturing of Composite Materials*, 1991; S. 65–76.
- [Hoc93] Hocheng, H.; Puw, H. Y.; Huang Y.: Preliminary study on milling of unidirectional carbon fibre-reinforced plastics. In *Composites Manufacturing*, 1993, 4; S. 103–108.
- [Hoh92] Hohensee, V.: *Umrissbearbeitung faserverstärkter Kunststoffe durch Fräsen und Laserschneiden*, Dissertation, Hannover, Univ., 1992.
- [Hor12] Hornbogen, E.; Eggeler, G.; Werner, E.: *Werkstoffe. Aufbau und Eigenschaften von Keramik-, Metall-, Polymer- und Verbundwerkstoffen*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2012.

- [Hos14] Hosokawa, A. et al.: High-quality machining of CFRP with high helix end mill. In *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2014, 63; S. 89–92.
- [Hu01] Hu, N. S.; Zhang, L. C.: Grindability of unidirectional carbon fibre reinforced plastics. In *Proceedings of the 13th International Conference on Composite Materials*, Beijing, 2001.
- [Hud16] Huda, A. N. F.; Ascroft, H.; Barnes, S.: Machinability Study of Ultrasonic Assisted Machining (UAM) of Carbon Fibre Reinforced Plastic (CFRP) with Multifaceted Tool. In *Procedia CIRP*, 2016, 46; S. 488–491.
- [Ili08a] Iliescu, D.: Experimental and numerical approaches of machining of dry carbon/epoxy composites, Dissertation, Paris, Arts et Métiers ParisTech, 2008.
- [Ili08b] Iliescu, D. et al.: Damage modes of the aeronautic multidirectional carbon/epoxy composite T300/914 in machining. In *International Journal of Materials and Product Technology*, 2008, 32; S. 118.
- [Ili10a] Iliescu, D. et al.: Modeling and tool wear in drilling of CFRP. In *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2010, 50; S. 204–213.
- [Ili10b] Iliescu, D. et al.: A discrete element method for the simulation of CFRP cutting. In *Composites Science and Technology*, 2010, 70; S. 73–80.
- [Ino13] Inoue, T.; Hagino, M.: Cutting Characteristics of CFRP Materials with Carbon Fiber Distribution. In *Journal ref: International Journal of Automation Technology*, 2013, 7; S. 285–291.
- [ISO 3002-1] ISO 3002-1:1993-12-01: Grundgrößen für Schneiden und Schleifen. Teil 1 Geometrie des aktiven Teils von Schneidegeräten. Allgemeines, Referenzsystem, Werkzeugs- und Arbeitswinkel, Spanbrecher.
- [Jai94] Jain, S.; Yang, D. C. H.: Delamination-Free Drilling of Composite Laminates. In *Journal of Engineering for Industry*, 1994, 116; S. 475.
- [Kar12] Karpat, Y.; Bahtiyar, O.; Değer, B.: Mechanistic force modeling for milling of unidirectional carbon fiber reinforced polymer laminates. In *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2012, 56; S. 79–93.
- [Kar13] Karpat, Y.; Polat, N.: Mechanistic force modeling for milling of carbon fiber reinforced polymers with double helix tools. In *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2013, 62; S. 95–98.
- [Kat13] Katogi, H.; Takemura, K.: Effect of Carbon Milled Fiber Addition on Interlaminar Fracture Toughness of Carbon Fiber Reinforced Plastics. In *Key Engineering Materials*, 2013, 577-578; S. 73–76.
- [Kin10] Kindler, J.: Werkstückqualität und Standzei-toptimierung von Zerspanwerkzeugen bei der Umrissbearbeitung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen, Dissertation, Hamburg, TU., 2010.

- [Klo08] Klocke, F.; König, W.: *Fertigungsverfahren 1*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2008.
- [Klo14] Klotz, S.; Zanger, F.; Schulze, V.: Influence of Clamping Systems during Milling of Carbon Fiber Reinforced Composites. In *Procedia CIRP*, 2014, 24; S. 38–43.
- [Klo96] Klocke, F.; Würtz, C.; Rummenhüller, S.: Werkzeugauslegung für die Fräsbearbeitung kohlenstoffaserverstärkter Kunststoffe. In *VDI-Z*, 1996, AOU; S. 52–54.
- [Klo99] Klocke, F. et al.: Milling of advanced composites. In *Manufacturing Engineering and Materials Processing*, 1999, 53; S. 249–266.
- [Kön85] König, W. et al.: Machining of Fibre Reinforced Plastics. In *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 1985, 34; S. 537–548.
- [Kön91] König, W.; Rummenhüller, S.: Spanende Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe. In *Technica*, 1991, 40; S. 75–81.
- [Kop80] Koplev, A.: Cutting of CFRP with single edge tools. In *Advances in Composite Materials*, 1980.
- [Kop83] Koplev, A.; Lystrup, A.; Vorm, T.: The cutting process, chips, and cutting forces in machining CFRP. In *Composites*, 1983, 14; S. 371–376.
- [Kör15] Körkel, G. K.: Zerspanbarkeitsbewertung von Faserverbundkunststoffen bei der Fräsbearbeitung dünnwandiger Bauteile in der Großserie, Dissertation, Hamburg, TU., 2015.
- [Kra15] Kraus, T.; Kühnel, M.; Witten, E.: *Composites-Marktbericht 2015. Marktentwicklungen, Trends, Ausblicke und Herausforderungen*, 2015.
- [Lan12] Landry, B.; LaPlante, G.: Modeling delamination growth in composites under fatigue loadings of varying amplitudes. In *Composites Part B: Engineering*, 2012, 43; S. 533–541.
- [Las11] Lasri, L.; Nouari, M.; Mansori, M. E.: Wear resistance and induced cutting damage of aeronautical FRP components obtained by machining. In *Wear*, 2011, 271; S. 2542–2548.
- [Liu15] Liu, J. D. et al.: Research on the wear and failure mechanism of tools in machining CFRP with CVD diamond film coated tools. In *Industrial, Mechanical and Manufacturing Science*, 2015; S. 99–102.
- [Lop16] Lopresto, V.; Caggiano, A.; Teti, R.: High Performance Cutting of Fibre Reinforced Plastic Composite Materials. In *Procedia CIRP*, 2016, 46; S. 71–82.
- [Mae15] Maegawa, S. et al.: Effects of Fiber Orientation Direction on Tool-Wear Processes in Down-Milling of Carbon Fiber-Reinforced Plastic Laminates. In *Journal ref: International Journal of Automation Technology*, 2015, 9; S. 356–364.
- [Mas13] Masek, P.; Zeman, P.; Kolar, P.: Development of a cutting tool for composites with thermoplastic matrix. In *MM Science Journal*, 2013, 10; S. 422–427.

- [Mei89] Meins, W. Hrsg.: Handbuch Fertigungs- und Betriebstechnik. Mit 113 Tab. Vieweg, Braunschweig, Wiesbaden, 1989.
- [Mic90] Michaeli, W.: Einführung in die Technologie der Faserverbundwerkstoffe. Hanser, München, 1990.
- [Mka13] Mkaddem, A.; Ben Soussia, A.; El Mansori, M.: Wear resistance of CVD and PVD multilayer coatings when dry cutting fiber reinforced polymers (FRP). In *Wear*, 2013, 302; S. 946–954.
- [Mon10] Mondelin, A.; Furet, B.; Rech, J.: Characterisation of friction properties between a laminated carbon fibres reinforced polymer and a monocrystalline diamond under dry or lubricated conditions. In *Tribology International*, 2010, 43; S. 1665–1673.
- [Mor11] Morandau, A. et al.: Carbon Fiber Reinforced Plastics Machining: Surfacing Strategy for Reducing Cutting Forces: International Conference of Composite Materials. Jeju, Korea, 2011.
- [N.Na] N.N.: CemeCon AG. Produktdaten CVD-Diamantbeschichtung. <http://www.cemecon.de>, Recherchedatum: 19.03.2017, 15:30 Uhr.
- [N.Nb] N.N.: Ceratizit S.A. Produktdaten Hartmetall. <http://www.ceratizit.com>, Recherchedatum: 26.06.2017, 16:47 Uhr.
- [N.Nc] N.N.: DMG Mori. LASERTEC & ULTRASONIC News. <http://de.dmgmori.com>, Recherchedatum: 26.06.2017, 17:30 Uhr.
- [N.Nd] N.N.: Hexcel Corporation. Produktdaten CFK. <http://www.hexcel.com>, Recherchedatum: 19.03.2017: 16:20 Uhr.
- [N.Ne] N.N.: Extramet AG. Produktdaten Hartmetall. <http://www.extramet.net>, Recherchedatum: 19.03.2017, 15:00 Uhr.
- [N.Nf] N.N.: Toho Tenax Europe GmbH. Produktdaten Kohlenstofffaser. <http://www.tohotenax-eu.com>, Recherchedatum: 19.03.2017, 16:00 Uhr.
- [N.Ng] N.N.: Cytec Solvay Group. Produktdaten CFK. <https://www.cytec.com/business/aerospace-materials>, Recherchedatum: 13.07.2017, 11:30 Uhr.
- [N.Nh] N.N.: Arno Friedrichs Hartmetall GmbH & Co. KG. Produktdaten Hartmetall. <http://www.afcarbide.de>, Recherchedatum: 26.06.2017, 15:00 Uhr.
- [Nei04] Neitzel, M.; Beresheim, G.: Handbuch Verbundwerkstoffe. Hanser, München, Wien, 2004.
- [Nin16] Ning, F. D. et al.: Rotary ultrasonic machining of CFRP. A comparison with grinding. In *Ultrasonics*, 2016, 66; S. 125–132.
- [Nor13] Nor Khairusshima, M. K. et al.: Effect of chilled air on tool wear and workpiece quality during milling of carbon fibre-reinforced plastic. In *Wear*, 2013, 302; S. 1113–1123.

- [Pau08] Paucksch, E.: Zerspantechnik. Prozesse, Werkzeuge, Technologien; mit 45 Tabellen. Vieweg + Teubner, Wiesbaden, 2008.
- [Pec12] Pecat, O.; Rentsch, R.; Brinksmeier, E.: Influence of Milling Process Parameters on the Surface Integrity of CFRP. In *Procedia CIRP*, 2012, 1; S. 466–470.
- [Per00] Perovic, B.: Spanende und abtragende Fertigungsverfahren. Grundlagen und Berechnung. Expert-Verlag, Renningen, 2000.
- [Pfe14] Pfeifroth, T.: Beitrag zur Verbesserung der spanenden Bohrbearbeitung von CFK auf Basis von Schädigungsmechanismen, Dissertation. IfW, Stuttgart, 2014.
- [Puc96] Puck, A.: Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten. Modelle für die Praxis. Hanser, München, 1996.
- [Pwu98] Pwu, H. Y.; Hocheng, H.: Chip Formation Model of Cutting Fiber-Reinforced Plastics Perpendicular to Fiber Axis. In *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 1998, 120; S. 192.
- [Rah15] Rahme, P. et al.: Drilling of thick composite material with a small-diameter twist drill. In *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2015, 76; S. 1543–1553.
- [Ram97] Ramulu, M.: Machining and surface integrity of fibre-reinforced plastic composites. In *Sadhana*, 1997, 22; S. 449–472.
- [Rei91] Reimann, W.: Hochgeschwindigkeitsfräsen von kohlenstoffaserverstärkten Kunststoffen. C. Hanser, München, 1991.
- [Rin94] Rinderknecht, S.: Delamination in Faserverbundplatten: ein vereinfachtes Berechnungsmodell, Dissertation, Universität Stuttgart, 1994.
- [Rin95] Rinderknecht, S.; Kroplin, B.: A FINITE ELEMENT MODEL FOR DELAMINATION IN COMPOSITE PLATES. In *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 1995, 2; S. 19–47.
- [Roh96] Rohwer, K.: Modelle und Methoden zur Berechnung von Laminaten aus unidirektionalen Faserverbunden, Dissertation, Braunschweig, TU., VDI-Verl., Düsseldorf, 1996.
- [Rum96] Rummenhüller, S.: Werkstofforientierte Prozeßauslegung für das Fräsen kohlenstoffaserverstärkter Kunststoffe, Dissertation, Aachen, TH, 1996.
- [SAK85] SAKUMA, K. et al.: Tool Wear in Cutting Carbon-fiber-reinforced Plastics. The Effect of Physical Properties of Tool Materials. In *Bulletin of JSME*, 1985, 28; S. 2781–2788.
- [Sch07] Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Mit 39 Tabellen. Springer, Berlin, Heidelberg, New York, NY, 2007.
- [Sch11] Schütte, C.; Dose, F.: Wirtschaftliche und prozesssichere Bohrbearbeitung von CFK. In *Lightweight Design*, 2011, 4; S. 50–57.

- [Sch14] Schütte, C.: Bohren und Hobeln von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen unter besonderer Berücksichtigung der Schneide-Faser-Lage, Dissertation, Hamburg, TU., 2014.
- [Sch89] Schulz, H.: Hochgeschwindigkeitsfräsen metallischer und nichtmetallischer Werkstoffe. Mit 28 Tabellen. Hanser, München, 1989.
- [Sch93] Schulte, K.: Faserverbundwerkstoffe mit Polymermatrix - Aufbau und mechanische Eigenschaften DLR-Forschungsbericht 92-28, 1992, 313 Seiten, 173 Bilder, 14 Tabellen, 236 Literaturstellen, 110,- DM zzgl. MWSt. In Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 1993, 24; S. A10-A10.
- [She01] Shen, F.; Lee, K. H.; Tay, T. E.: Modeling delamination growth in laminated composites. In Composites Science and Technology, 2001, 61; S. 1239–1251.
- [She09] Sheikh-Ahmad, J. Y.: Machining of polymer composites. Springer, New York, London, 2009.
- [Sla15] Slamani, M.; Chatelain, J.-F.; Hamedanianpour, H.: Comparison of two models for predicting tool wear and cutting force components during high speed trimming of CFRP. In International Journal of Material Forming, 2015, 8; S. 305–316.
- [Spu95] Spur, G.; Lachmund, U.: Drehen von Faserverbundkunststoffen mit diamantbeschichtetem Hartmetall. In Kunststoffbearbeitung, 1995; S. 152–159.
- [Taw10] Tawk, I. et al.: Composite delamination modelling using a multi-layered solid element. In Composites Science and Technology, 2010, 70; S. 207–214.
- [Tet02] Teti, R.: Machining of Composite Materials. In CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2002, 51; S. 611–634.
- [Tsc11] Tschätsch, H.; Dietrich, J.: Praxis der Zerspantechnik. Verfahren, Werkzeuge, Berechnung; mit 139 Tabellen. Vieweg + Teubner, Wiesbaden, 2011.
- [Voß16] Voß, R. et al.: Influence of fibre orientation, tool geometry and process parameters on surface quality in milling of CFRP. In CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 2016.
- [Voß17] Voß, R.: Fundamentals of Carbon Fibre Reinforced Polymer (CFRP) Machining. Dissertation, ETH Zurich, 2017.
- [Wan03] Wang, X. M.; Zhang, L. C.: An experimental investigation into the orthogonal cutting of unidirectional fibre reinforced plastics. In International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2003, 43; S. 1015–1022.
- [Wan15] Wang, H. et al.: Evaluation of cutting force and cutting temperature in milling carbon fiber-reinforced polymer composites. In The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2015.
- [Wan17a] Wang, C. et al.: Occurrence and formation mechanism of surface cavity defects during orthogonal milling of CFRP laminates. In Composites Part B: Engineering, 2017, 109; S. 10–22.

- [Wan17b] Wang, F.-j. et al.: Effects of cutting edge radius and fiber cutting angle on the cutting-induced surface damage in machining of unidirectional CFRP composite laminates. In *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017.
- [Wan95a] Wang, D. H.; Ramulu, M.; Arola, D.: Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. Part I. Unidirectional laminate. In *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1995, 35; S. 1623–1638.
- [Wan95b] Wang, D. H. et al.: Cutting Edge Wear of Tungsten Carbide Tool in Continuous and Interrupted Cutting of a Polymer Composite. In *Materials and Manufacturing Processes*, 1995, 10; S. 493–508.
- [Yas13] Yashiro, T.; Ogawa, T.; Sasahara, H.: Temperature measurement of cutting tool and machined surface layer in milling of CFRP. In *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2013, 70; S. 63–69.
- [Zha01] Zhang, L. C.; Zhang, H. J.; Wang, X. M.: A FORCE PREDICTION MODEL FOR CUTTING UNIDIRECTIONAL FIBRE-REINFORCED PLASTICS. In *Machining Science and Technology*, 2001, 5; S. 293–305.
- [Zha17] Zhang, Y. et al.: Effect of machining parameters on the stability of separated and unseparated ultrasonic vibration of feed direction assisted milling. In *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2017, 31; S. 851–858.
- [Zho15] Zhou, J.; et. al.: Influence of fiber cutting angle on the machining defects during slotting of CFRP. In *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2015, 47 (7).

# Anhang

Tabelle A-1: Länge der Faserüberstände in Abhängigkeit von der Werkzeugneigung

Neigung	Gleich-/Gegenlauf	$\Phi = 45^\circ$		$\Phi = 90^\circ$		$\Phi = 135^\circ$	
		Länge [mm]	Anteil an der maximal möglichen Faserüberstandslänge [%]	Länge [mm]	Anteil an der maximal möglichen Faserüberstandslänge [%]	Länge [mm]	Anteil an der maximal möglichen Faserüberstandslänge [%]
$\rho = 15^\circ$	GG	0,00	0,00	0,58	14,44	0,93	56,33
	GL	0,66	39,90	0,99	24,75	1,05	10,87
$\rho = -15^\circ$	GG	6,84	70,88	3,14	78,38	1,52	91,54
	GL	0,00	0,00	0,69	17,19	1,17	12,08
$\lambda = 15^\circ$	GG	2,72	28,19	2,75	68,75	1,44	86,84
	GL	0,00	0,00	0,28	6,88	0,23	2,42
$\lambda = -15^\circ$	GG	0,00	0,00	0,63	15,81	0,47	28,16
	GL	0,51	30,51	3,99	99,69	8,63	89,40
$\rho = 15^\circ, \lambda = 15^\circ$	GG	0,27	2,80	1,32	33,00	1,12	67,57
	GL	0,00	0,00	0,28	6,88	0,46	4,80
$\rho = -15^\circ, \lambda = 15^\circ$	GG	6,45	66,77	3,91	97,63	1,39	83,88
	GL	0,00	0,00	0,00	0,00	0,23	2,40
$\rho = -15^\circ, \lambda = -15^\circ$	GG	6,22	64,37	1,82	45,38	1,43	86,21
	GL	0,00	0,00	1,54	38,50	9,65	99,95
$\rho = 15^\circ, \lambda = -15^\circ$	GG	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
	GL	1,62	97,86	3,96	98,96	2,08	21,59

Tabelle A-2: Schneidenabflachungen  $\Delta r_\beta$  beim Hobeln mit variierenden Fasertrennwinkeln  $\theta$  und Spannungsdicken  $h$  [A\_16a]

Spannungsdicke $h$	Fasertrennwinkel $\theta$											
	$0^\circ$	$15^\circ$	$30^\circ$	$45^\circ$	$60^\circ$	$75^\circ$	$90^\circ$	$105^\circ$	$120^\circ$	$135^\circ$	$150^\circ$	$165^\circ$
	Schneidenabflachung $\Delta r_\beta$ [ $\mu\text{m}$ ]											
30 $\mu\text{m}$	17,8	13,8	7,4	5,7	10,6	14,5	22,6	26,3	28,4	29,0	27,5	27,5
19 $\mu\text{m}$	17,4	12,4	6,3	5,7	9,8	14,3	20,7	24,5	27,5	27,2	23,2	21,3
10 $\mu\text{m}$	17,6	12,8	6,6	4,8	6,5	13,1	18,6	24,0	26,8	24,5	20,8	13,5
2 $\mu\text{m}$	9,9	10,2	7,7	4,1	9,5	10,5	10,2	9,6	9,5	8,7	10,1	10,2



## Lebenslauf

<b>Name</b>	Brügmann
<b>Vorname</b>	Felix
<b>Staatsangehörigkeit</b>	deutsch
<b>Geburtsdatum</b>	05.05.1986
<b>Geburtsort, -land</b>	Hamburg, Deutschland
<b>08.1992 – 06.1996</b>	Grundschule Hinsbleek, Hamburg
<b>08.1996 – 06.2005</b>	Carl-von-Ossietzky-Gymnasium, Hamburg Abschluss: Allgemeine Hochschulreife
<b>10.2005 – 03.2012</b>	Studium des Maschinenbaus, Technische Universität Hamburg-Harburg Abschluss: Diplom-Ingenieur
<b>03.2012 – 02.2018</b>	Wissenschaftlicher Mitarbeiter/Doktorand am Institut für Produktionsmanagement und -technik an der Technischen Universität Hamburg-Harburg



## Schriftenreihe

### **Band 1**

Koch, Jens Bodo: Unterstützung der schiffbaulichen Projektierung durch Repräsentation von Erfahrungswissen, 2004.

### **Band 2**

Meyer, Sven: Flexible Gruppenarbeit in der Auftragsfertigung, 2004.

### **Band 3**

Joswig, Dirk: Untersuchungen zum Zerspanverhalten weicher Elastomerwerkstoffe, 2005.

### **Band 4**

Kerse, Nils: Unterstützung der schiffbaulichen Produktentstehung durch Einsatz von Virtual Reality (VR)-Technologien, 2007

### **Band 5**

Kurzewitz, Mathias: Kompetenzentwicklung als Element erfolgreicher Strategieumsetzung – dargestellt am Beispiel des Schiffbaus, 2007.

### **Band 6**

Davids, Niko: Workflow-Management in Produktentwicklungsprojekten der Investitionsgüterindustrie, 2008.

### **Band 7**

Möller, Carsten: Untersuchungen zum Drehen von gesinterten WC-Co-Hartmetallwalzringen, 2009.

### **Band 8**

Gotsch, Falko: Untersuchungen zum Zerspanverhalten von Elastomerschäumen mit dem Ziel einer wirtschaftlichen Fertigung von Feder-Dämpfer-Bauteilen, 2009.

### **Band 9**

Neumann, Lutz: Risikomanagement bei der Gestaltung von Unternehmenskooperationen – untersucht am Beispiel der Investitionsgüterindustrie, 2009.

### **Band 10**

Sellmer, Dirk: Untersuchungen zur Verbesserung des Arbeitsergebnisses beim Vollbohren unter besonderer Berücksichtigung der Prozesskräfte und der Spanbildung, 2009.

### **Band 11**

Eggers, Daniel: Entwicklung von Dienstleistungsportfolios bei Investitionsgüterherstellern – dargestellt am Beispiel der maritimen Industrie, 2009.

### **Band 12**

Kindler, Jörg: Werkstückqualität und Standzeitoptimierung von Zerspanwerkzeugen bei der Umrissbearbeitung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen, 2010.

### **Band 13**

Frömming, Hanno: Zerspanung von WC-Co-Hartmetall im unterbrochenen Schnitt, 2011.

**Band 14**

Schweitzer, Thomas: Nutzungsgradsteigerung verketteter Produktionslinien, 2011.

**Band 15**

Wagner, Lars Arne: Szenariobasierte Planung und Steuerung mit Simulation im Schiffbau, 2011.

**Band 16**

Schäfer, Christoph: Einsatzmodell zur systematischen Nutzung von Virtueller Realität in der Unikatproduktion, 2012.

**Band 17**

Hartmann, Dirk: Delamination an Bauteilkanten beim Umrissfräsen kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe, 2012.

**Band 18**

Kuyumcu, Arif: Modellierung der Termintreue in der Produktion, 2013.

**Band 19**

Czumanski, Thomas: Handlungsorientierte Analyse der Arbeitsproduktivität in der Serienproduktion, 2013.

**Band 20**

Schütte, Christoph: Bohren und Hobeln von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen unter besonderer Berücksichtigung der Schneide-Faser-Lage, 2014.

**Band 21**

Wandt, Robert: Modellgestützte Fertigungssteuerung in der Unikatfertigung am Beispiel des Schiffbaus, 2014.

**Band 22**

Eichenseer, Christiane: Beschichtung, thermomechanische Charakterisierung und Spannungsanalyse von Schneidkeramik, 2014.

**Band 23**

Heinig, Martin: Nutzung von Virtuellen Technologien für die Montageplanung von Unikaten, 2015.

**Band 24**

Körkel, Gregor K.: Zerspanbarkeitsbewertung von Faserverbundkunststoffen bei der Fräsbearbeitung dünnwandiger Bauteile in der Großserie, 2015.

**Band 25**

Ramirez Martinez, Juan A.: Flexible Automated Assembly Systems for Large CFRP-Structures using Geometrical and Force Information, 2015.

**Band 26**

Dose, Frank: Methode zur wissensbasierten Prozessentwicklung - Ein Ansatz für die Berücksichtigung sich wandelnder Teilsysteme beim Bohren von Schichtverbunden, 2015.

**Band 27**

Trzyna, Daniel: Modellierung und Steuerung von Eilaufträgen in der Produktion, 2015.

**Band 28**

Griefahn, Dominik M.: Geometrieprüfung innerer Strukturen von Faserverbund-Sandwichbauteilen, 2015.

**Band 29**

Borrmann, Christof: Adaptive Montageprozesse für CFK-Großstrukturen mittels Offline-Programmierung von Industrierobotern, 2016.

**Band 30**

Klingelhöller, Christian: Trennschleifen von CFK-Schalenbauteilen mit räumlich gekrümmten Konturen, 2016.

**Band 31**

Titov, Fedor: Technologiegestützte Angebotserstellung für den Umbau komplexer Investitionsgüter, 2016.

**Band 32**

Tietze, Florian: Analyse und Verbesserung der Arbeitsproduktivität in der Unikatproduktion, 2017.

**Band 33**

Geis, Tobias: Bearbeitungsstrategien zur Zerspanung von Faser-Verbund-Honeycomb-Sandwich, 2017.

**Band 34**

Koppold, Nico: Kapazitätsplanung und -steuerung in der Instandhaltungsproduktion von Investitionsgütern, 2017.

**Band 35**

Halata, Philipp S.: Augmented-Reality-gestützte Informationsbereitstellung für die Unikatproduktion, 2018.