

Prozesskraftrichtungsangepasste Frässtrategien zur
schädigungsarmen Bohrungsbearbeitung an
faserverstärkten Kunststoffen

Zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der Ingenieurwissenschaften
der Fakultät für Maschinenbau
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte
Dissertation
von

Chris Becke
aus Leinefelde

Tag der mündlichen Prüfung: 07. Dezember 2011
Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze
Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Dirk Biermann

Vorwort des Herausgebers

Die schnelle und effiziente Umsetzung innovativer Technologien wird vor dem Hintergrund der Globalisierung der Wirtschaft der entscheidende Wirtschaftsfaktor für produzierende Unternehmen. Universitäten können als "Wertschöpfungspartner" einen wesentlichen Beitrag zur Wettbewerbsfähigkeit der Industrie leisten, in dem sie wissenschaftliche Grundlagen sowie neue Methoden und Technologien erarbeiten und aktiv den Umsetzungsprozess in die praktische Anwendung unterstützen.

Vor diesem Hintergrund soll im Rahmen dieser Schriftenreihe über aktuelle Forschungsergebnisse des Instituts für Produktionstechnik (wbk) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) berichtet werden. Unsere Forschungsarbeiten beschäftigen sich sowohl mit der Leistungssteigerung von Fertigungsverfahren und zugehörigen Werkzeugmaschinen- und Handhabungstechnologien als auch mit der ganzheitlichen Betrachtung und Optimierung des gesamten Produktionssystems. Hierbei werden jeweils technologische wie auch organisatorische Aspekte betrachtet.

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer
Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza
Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

Vorwort des Verfassers

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als akademischer Mitarbeiter am wbk Institut für Produktionstechnik am Karlsruher Institut für Technologie (KIT).

Mein Dank gilt Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze für die wissenschaftliche Betreuung der Arbeit und die damit verbundenen konstruktiv kritischen Diskussionen. Herrn Prof. Dr.-Ing. Dirk Biermann danke ich für die Übernahme des Korreferats, das Interesse an dieser Arbeit und die hilfreichen Anregungen.

Vielen Dank ebenfalls an die Herren Klaus Simon, Ralf Dorsner und Friedbert Matthes, die mir bei technischen Problemen mit und an unseren Maschinen oder der Messtechnik immer eine große und schnelle Hilfe waren.

Frederik Zanger danke ich besonders für die konstruktiven Diskussionen und das kritische Auseinandersetzen mit meiner Arbeit und das Korrekturlesen. Vielen Dank auch für die Übernahme der gruppeninternen Kuchentermine.

Meinen Studienarbeitern Waldemar Spomer, Felipe Finkenwerder und Jörg Stamm gilt mein Dank für Ihr außergewöhnliches Engagement und die super Arbeiten, die sie abgeliefert haben. Ohne sie wäre meine Arbeit in dieser Form nicht möglich gewesen.

Ich möchte der gesamten Belegschaft des wbk für die schöne Arbeitsumgebung und die offene Art der Zusammenarbeit danken. Besonders natürlich der Gruppe der F(W)T und im Speziellen meinen Zimmerkollegen Sebastian Haupt und Patricia Weber. Ich habe mich mit Euch immer wohl gefühlt. Bei Siegfried Schmalzried und Jan Kotschenreuther bedanke ich mich dafür, dass sie mich überzeugt haben, am wbk zu promovieren.

Ganz besonders möchte ich meinen Eltern für die lebenslange Unterstützung danken und dafür, dass Ihr meine Entscheidungen mitgetragen habt und mich stets unterstützt. Vielen Dank auch an meine Schwiegereltern für das Autorenasyl und die Vollverpflegung.

Meiner Frau und meiner Tochter danke ich für alles, was ich auf diesem Wege nicht ausdrücken kann. Kira, danke, dass Du alles so einfach erscheinen lässt.

Claudia, jetzt bist Du dran.

Karlsruhe, Dezember 2011

Abstract

The fields of application for fiber reinforced plastics (FRP) have been increasing constantly. FRPs offer superior specific material properties, which makes them a viable option for lightweight designs. Aviation and automotive industry, naval, sporting goods and construction industry are the most important examples for the usage of FRPs.

FRPs are composite materials, containing technical fibers (carbon, glass, aramid) embedded into a polymeric matrix (thermoplastic or thermoset). They are highly heterogeneous and ideally anisotropic in a way, that the fibers follow the designed load paths through the workpiece. However, due to their composite nature there are some challenges when they have to be machined. Generally machining is limited to an absolute minimum since composite parts are manufactured near-net-shape. Also, machining operations which cut through the reinforcement fibers decrease the composite part's overall strength. Yet, contour milling and hole making by drilling or milling are still necessary in many applications. An example is the pre-machining of holes for screws, bolts or rivets. Since machining itself decreases overall strength, an additional loss of performance due to machining induced damages to the workpiece is highly undesirable.

Most of the approaches to the problem of avoiding additional damages when machining holes aim at reducing the load acting on the workpiece during the process. Special drill bit geometries or milling strategies such as circular milling have been thoroughly investigated. The usage of auxiliary back-up plates virtually increases the material's strength at the tool exit side, which is usually the most critical and challenging area to machine.

The work presented here follows a different approach. Resultant machining forces are to be directed toward the center of the workpiece when the top layers are machined. Hence, the composite material acts as its own support. Machining strategies of different complexity levels from uniaxial drilling to multi-axial milling are developed and subsequently investigated experimentally. A high potential for damage reduction can be reported for the new machining strategy of combined spiral and circular milling (3-axial) as well as the strategy of wobble milling (5-axial) in comparison to the reference processes. However, since multi-axial machining strategies are difficult to analyze analytically, a kinematic simulation tool has been developed and implemented which allows a detailed process analysis of the new machining strategies. Multivariate regression models which contain the most important process, material and tool parameters have been obtained based on experimental process force measurements in orthogonal cutting. These models are implemented into the simulation model in order to allow process force determination by calculating the instantaneous cutting edge engagement condition following a mechanistic approach. Finally, the kinematic simulation program is used to analyze a yet new machining strategy in order to evaluate its potential.

Kurzfassung

Die Anwendungsgebiete für faserverstärkte Kunststoffe (FVK) nehmen seit Jahren stetig zu. FVKs bieten herausragende spezifische Materialeigenschaften, die sie zu einem sehr guten Leichtbauwerkstoff machen. Luftfahrt- und Automobilindustrie, marine Anwendungen, der Sportsektor oder die Baubranche sind die relevantesten Bereiche für den Einsatz faserverstärkter Kunststoffe.

FVKs sind Verbundwerkstoffe, bei denen in der Regel technische Fasern (Kohlenstoff, Glas, Aramid) in einer polymeren Matrix (Thermoplast oder Duromer) eingebettet sind. Es sind heterogene Werkstoffe, die zudem in der Art anisotrop sind, als dass die Fasern im Idealfall so angeordnet sind, dass sie dem Kraftfluss im Bauteil entsprechen. Sie bieten durch ihren Aufbau jedoch besondere Herausforderungen hinsichtlich mechanischer Bearbeitung. Generell ist eine Nachbearbeitung auf das absolute Minimum begrenzt, da jedes Trennen der lasttragenden Fasern die Bauteilperformance vermindert. Dennoch sind Bearbeitungsschritte wie das Besäumen oder eine Bohrungsherstellung für Niet- oder Schraubenverbindungen in vielen Fällen unumgänglich. Da die Bearbeitung die Bauteilfestigkeit an sich schon reduziert, sind zusätzliche bearbeitungsinduzierte Schädigungen und die damit verbundene weitere Festigkeitsreduktion möglichst zu minimieren.

Die Mehrzahl der Ansätze zur Reduzierung bearbeitungsinduzierter Schädigungen zielt auf eine Reduktion der Bearbeitungskräfte. Spezielle Bohrergeometrien oder mehrachsige Frässtrategien wie das Zirkularfräsen wurden umfangreich untersucht. Zusätzliche Abstützplatten am Werkzeugaustritt vermindern die Materialdeformation und verbessern somit das Bearbeitungsergebnis.

Den hier vorgestellten Arbeiten liegt ein anderer Ansatz zugrunde: Die Bearbeitungskräfte werden bei der Bearbeitung beider Werkstückdecklagen gezielt zum Werkstückinneren gerichtet. Das Material fungiert somit als seine eigene Abstützung. Bearbeitungsstrategien unterschiedlicher Komplexität wurden entwickelt und in experimentellen Bearbeitungsversuchen bewertet. Die neuen Strategien „Spiral- und Zirkularfräsen“ sowie „Taumelfräsen“ bieten im Vergleich zu Referenzprozessen sehr großes Potenzial. Da jedoch eine detaillierte Prozessanalyse bei komplexen Werkzeugbewegungen aufwendig und schwierig ist, wurde ein kinematisches Simulationsmodell programmiert, das Prozesskraftanalysen ermöglicht. Multivariate Regressionskraftmodelle wurden aus Experimentaldaten eines Abstraktionsprozesses bestimmt. Diese Modelle wurden in das Simulationsprogramm implementiert, um auf Basis der zeitaufgelösten Eingriffsbedingungen an der zerlegten Werkzeugschneide die resultierenden Prozesskräfte zu berechnen. Abschließend wurde das Simulationsmodell verwendet, um neue, zuvor nicht betrachtete Bearbeitungsstrategien, analysieren und ihr Potenzial bestimmen zu können.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abkürzungen	IV
Formelzeichen	V
1 Einleitung	1
2 Stand der Forschung und Technik	3
2.1 Faserverstärkte Kunststoffe	3
2.2 Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe	4
2.2.1 Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung	6
2.2.2 Werkzeugverschleiß	11
2.2.3 Einfluss der Faserorientierung auf den Zerspanprozess	12
2.2.4 Bohren faserverstärkter Kunststoffe	13
2.2.5 Fräsen faserverstärkter Kunststoffe	19
2.2.6 Weitere Bearbeitungsverfahren	23
2.2.7 Fazit zur Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe	26
2.3 Einflussfaktoren auf die Zerspankräfte	27
2.3.1 Werkstoffeinfluss	28
2.3.2 Einfluss der Geometrie des Spanungsquerschnitts	29
2.3.3 Einfluss der Werkzeuggeometrie	30
2.3.4 Einfluss der Schnittgeschwindigkeit	31
2.3.5 Einfluss der Kontaktzone	32
2.3.6 Fazit zu Einflüssen auf die Zerspankraft	33
2.4 Zerspankraftmodelle	34
2.4.1 Orthogonalschnitt	36
2.4.2 Übertragung der Zerspankraftmodelle auf Fräsprozesse	37
2.4.3 Fazit zu den Zerspankraftmodellen	41
3 Zielsetzung, Argumentation und Vorgehensweise	42
3.1 Zielsetzung	42
3.2 Argumentation	42
3.3 Vorgehensweise	43
4 Geeignete Bearbeitungsstrategien	45
4.1 Einachsiges Bohren mit hohem Vorschub	45
4.2 Dreiachsiges Zirkular- und Spiralfräsen	46
4.3 Fünfachsiges Taumelfräsen	47

4.4	Fazit zu den Bearbeitungsstrategien	51
5	Versuchsbedingungen und Versuchsplanung	53
5.1	Verwendete Composites	53
5.2	Experimentelle Bohrungsbearbeitung	54
5.2.1	Versuchsumfang	54
5.2.2	Maschinen- und Analysetechnik	57
5.3	Experimentelle Bestimmung der Prozesskraftvektoren beim Stoßen	60
5.3.1	Versuchsumfang	62
5.3.2	Maschinen- und Analysetechnik	64
5.3.3	Messdatenaufbereitung	66
6	Ergebnisse der Bearbeitungsexperimente	67
6.1	Ergebnisse der einachsigen Bohrstrategien	67
6.1.1	Parametereinfluss auf die Werkstückschädigung	67
6.1.2	Diskussion der neuen Strategie: Bohren mit hohem Vorschub	70
6.1.3	Fazit zu den einachsigen Bohrstrategien	73
6.2	Ergebnisse der dreiachsigen Frässtrategien	74
6.2.1	Parametereinfluss auf die Werkstückschädigung	74
6.2.2	Diskussion der neuen Strategie: Zirkular- und Spiralfräsen	79
6.2.3	Fazit zu den dreiachsigen Frässtrategien	81
6.3	Ergebnisse des fünfachsiges TaumelfräSENS	82
6.3.1	Parametereinfluss auf die Werkstückschädigung	82
6.3.2	Diskussion der neuen Strategie: Taumelfräsen	84
6.3.3	Fazit zum fünfachsiges TaumelfräSENS	89
6.4	Fazit zu den Bearbeitungsexperimenten	90
7	Prozesskraftmodelle	91
7.1	Univariate Analysen der experimentellen Daten	91
7.1.1	Signifikanzanalyse SMC	91
7.1.2	Signifikanzanalyse CFK	92
7.1.3	Korrelationen der signifikanten Variablen	93
7.1.4	Fazit zur univariaten Analyse	99
7.2	Multivariate Analysen der experimentellen Daten	100
7.2.1	Ansatz	100
7.2.2	Modelle	101
7.2.3	Modellgüte	103
7.2.4	Einfluss der Parameter auf die Schnittkraftkomponente	107
7.2.5	Einfluss der Parameter auf die Passivkraftkomponente	109
7.2.6	Einfluss der Parameter auf die Querkraftkomponente	111

7.2.7	Einfluss der Parameter auf den Gesamtkraftbetrag	113
7.2.8	Einfluss der Parameter auf die Prozesskrafttrichtung	114
7.2.9	Fazit zur multivariaten Analyse	120
7.3	Fazit zur Prozesskraftbestimmung	121
8	Kinematische Simulation	122
8.1	Simulationsmodell	122
8.1.1	Definition der Randbedingungen	122
8.1.2	Analyse	123
8.1.3	Ergebnisse	126
8.1.4	Fehlerabschätzung	127
8.1.5	Validierung der Spangeometrie	131
8.1.6	Aktuelle Anwendungsgrenzen	133
8.2	Anwendung auf die neuen Bearbeitungsstrategien	135
8.2.1	Kombiniertes Zirkular- und Spiralfräsen	135
8.2.2	Taumelfräsen	140
8.3	Fazit zum Simulationsmodell	146
9	Bewertung der neuen Bearbeitungsstrategien	148
9.1	Verfahrensvergleich	148
9.2	Strategien zur Überwindung des Zielkonflikts Zeit-Qualität	150
9.2.1	Einsatz des Taumelfräsens	150
9.2.2	Konzept „einachsiges Zirkular- und Spiralfräsen“	151
9.2.3	Konzept „kontinuierliches Taumelfräsen“	152
9.3	Fazit zur Abschlussbewertung	155
10	Zusammenfassung und Ausblick	156
10.1	Zusammenfassung	156
10.2	Ausblick	159
	Literaturverzeichnis	I
	Anhang	XIV
A.	Weitere Ergebnisse Bohrungsbearbeitung	XIV
A.1.	Einachsige Bearbeitung	XIV
A.2.	Dreiachsigen Bohrungsbearbeitung	XV
A.3.	Fünfachsiges Taumelfräsen	XVII
B.	Weitere Ergebnisse der Simulationsrechnungen	XVIII
B.1.	Kombiniertes Zirkular- und Spiralfräsen (CFK)	XVIII
B.2.	Taumelfräsen (CFK)	XIX

Abkürzungen

Kurzzeichen	Begriff
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CNC	Computerized Numerical Control
CVD	Chemical Vapor Deposition / Gasphasenabscheidung
CSG	Constructive Solid Geometry / Konstruktive Festkörpergeom.
DLC	Diamond Like Carbon (Werkzeugbeschichtung)
FEM	Finite-Elemente-Methode
FVK	faserverstärkter Kunststoff allgemein
GFK	glasfaserverstärkter Kunststoff
HM	Hartmetall
HAZ	Heat Affected Zone / Wärmeeinflusszone
HSS	High Speed Steel / Schnellarbeitsstahl
MD	multidirektional (Faserorientierung)
OS	Werkstückoberseite (Werkzeugeintritt)
PKD	Polykristalliner Diamant
POI	Point of Interest / relevanter Punkt zur Bestimmung der Spannungsdicke in der kinematischen Simulation
SMC	Sheet Molding Compound
TiN	Titannitrid (Werkzeugbeschichtung)
UD	unidirektional (Faserorientierung)
US	Werkstückunterseite (Werkzeugaustritt)
WSP	Wendeschnidplatte

Formelzeichen

Formelzeichen	Größe	Einheit
A_D	Schädigungsfläche der Decklage	[mm ²]
A_{Loch}	Querschnittsfläche der Bohrung	[mm ²]
A_{max}	Kreisringfläche zwischen maximalem Schädigungs- und Bohrungsdurchmesser	[mm ²]
a_p	Schnitttiefe	[mm]
a_e	Eingriffsbreite	[mm]
b	Spanungsbreite	[mm]
C	Modellkonstante der Regressionsmodelle	[mm]
d_{Loch}	Enddurchmesser der Bohrung	[mm]
d_{max}	Maximaler Schädigungsdurchmesser	[mm]
d_m	Bearbeitungsdurchmesser Vorbohren	[mm]
d_{WZ}	Werkzeugdurchmesser	[mm]
f	Vorschub	[mm]
f_{krit}	kritischer Vorschub bis Delamination einsetzt	[mm]
f_z	Zahnvorschub	[mm]
$f_{z,axial}$	axialer Zahnvorschub	[mm]
$f_{z,radial}$	radialer Zahnvorschub	[mm]
ES	Kantenlänge der Volumenelemente des Modells	[mm]
F_c	Schnittkraft	[N]
F_{cn}	Schnittnormalkraft	[N]
F_f	Vorschubkraft	[N]
$F_{f,krit}$	kritische Vorschubkraft bis Delamination einsetzt	[N]
F_p	Passivkraft	[N]
F_λ	Axialkraft durch Werkzeugwendelung	[N]
F_{res}	resultierende Gesamtbearbeitungskraft	[N]

F_{xy}	Bearbeitungskraft in der Werkstückebene	[N]
F_z	Bearbeitungskraft orthogonal zur Werkstückebene	[N]
$F_{D,Fl}$	Delaminationsfaktor, Flächenverhältnis	[-]
$F_{D,D}$	Delaminationsfaktor, Durchmesser Verhältnis	[-]
$F_{D,gew}$	Delaminationsfaktor, gewichtetes Verhältnis	[-]
$F_{D,Kante}$	Delaminationsfaktor, Bohrungskante	[-]
h	Spanungsdicke	[mm]
h_{max}	maximale Spanungsdicke während eines Schnittes	[mm]
k_c	spezifische Schnittkraft	[N/mm ²]
k_p	spezifische Passivkraft	[N/mm ²]
k_λ	spezifische Axialkraft durch Werkzeugwendelung	[N/mm ²]
k_{xy}	spezifische Bearbeitungskraft in der Werkstückebene	[N/mm ²]
k_z	spezifische Bearbeitungskraft orthogonal zur Werkstückebene	[N/mm ²]
k_{res}	spezifische resultierende Bearbeitungskraft	[N/mm ²]
m_{vc}	Anstiegswert Schnittkraft (Regression)	[-]
m_h	Anstiegswert Spanungsdicke (Regression)	[-]
$m_{r\beta}$	Anstiegswert Schneidkantenradius (Regression)	[-]
m_λ	Anstiegswert Werkzeugneigung (Regression)	[-]
m_ψ	Anstiegswert Faserorientierung (Regression)	[-]
n	Werkzeugdrehzahl	[1/min]
r_β	Radius der Schneidkantenverrundung	[μ m]
t_{ws}	Dicke des Werkstücks	[mm]
v_c	Schnittgeschwindigkeit	[m/min]
α	(Werkzeug-) Freiwinkel	[°]
γ	(Werkzeug-) Spanwinkel	[°]
γ_{eff}	effektiver Spanwinkel am Schneidkeil	[°]

Δt	Zeitinkrement der Simulation	[s]
Δz	Dicke der Scheiben des virtuelle zerlegten Werkzeugs, entspricht der Spannungsbreite	[mm]
η_1	effektiver Krafrichtungswinkel zwischen Schnitt- und Resultierender aus Schnitt- und Passivkraft	[°]
η_2	effektiver Krafrichtungswinkel zwischen Schnitt- und Resultierender aus Schnitt- und Querkraft	[°]
λ	Neigungswinkel der WZ-Schneide (Wendelung)	[°]
ξ	effektiver Krafrichtungswinkel bezogen auf die Werkstückebene (Werkstückkoordinatensystem)	[°]
φ	Werkzeugneigungswinkel beim Taumelfräsen	[°]
φ_{max}	maximaler Werkzeugneigungswinkel beim Taumelfräsen	[°]
ψ	Faserorientierungswinkel	[°]
$\dot{\omega}$	Winkelgeschwindigkeit der Taumelbewegung	[°/s]
Ω	Drehposition der Werkzeugschneide	[°]
$\dot{\Omega}$	Winkelgeschwindigkeit der Werkzeugrotation	[°/s]

1 Einleitung

Aktuell lassen sich im wirtschaftlichen und technischen Umfeld einige Gründe für die Forderung nach einer Gewichtsreduktion verschiedenster Bauteile und Systeme nennen: So reduziert eine geringere bewegte Masse im Allgemeinen den dafür benötigten Energiebedarf und ermöglicht höhere Beschleunigungen. Luftfahrt- [Bea-09] und Automobilindustrie [Dic-11] sind die prominentesten Branchen, in denen durch den Einsatz von Leichtbaukonzepten kontinuierliche Verbesserungen und Innovationen erreicht werden.

Leichtbauprinzipien lassen sich grundsätzlich unterscheiden in Werkstoffleichtbau, konstruktiven Leichtbau und Systemleichtbau. Die Grundidee beim Werkstoffleichtbau liegt in der Verwendung von Materialien mit besseren spezifischen mechanischen Eigenschaften (z.B. Festigkeit bezogen auf die Dichte). Unter diesem Prinzip sind auch faserverstärkte Kunststoffe (FVK) bzw. Composites im Allgemeinen zu verstehen. Beim konstruktiven Leichtbau steht eine möglichst gleichmäßige und hohe Materialbelastung im Vordergrund. Ein Beispiel hierfür ist die systematische Topologieoptimierung. Der Grundgedanke des Systemleichtbaus beruht auf der Analyse des Gesamtsystems. Durch Funktionsintegration werden bspw. Komponenten redundant und ermöglichen somit eine Gewichtsreduktion des Gesamtsystems. Um ein optimales Gesamtergebnis hinsichtlich des Ziels Leichtbau zu erreichen, gilt es, alle Ansätze gemeinsam zu betrachten und zu vereinen.

Um das volle Leichtbaupotenzial durch Werkstoffleichtbau zu realisieren, müssen meist verschiedene Werkstoffe gefügt werden, da in der Regel nicht ein einzelner Werkstoff die optimale Materialwahl für jede Komponente darstellt. Diese Fügeoperationen erfordern eine Vorbereitung der Fügestellen, bspw. das Herstellen von Bohrungen für Schrauben, Bolzen oder Niete. Im Falle faserverstärkter Kunststoffe ist dies prinzipiell problematisch, da die Fasern im Bohrungsbereich getrennt werden. Die Festigkeit im Gesamtverbund nimmt dadurch ab. Wird das Werkstück durch bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung zusätzlich geschwächt, so kann dies die mechanischen Eigenschaften des Bauteils deutlich verschlechtern [Per-97a].

An dieser Stelle setzen die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Ansätze an: Die durch die Prozesskräfte verursachten Werkstoffschädigungen des FVK sollen durch gezielte Richtung des resultierenden Prozesskraftvektors in eine unkritische Richtung minimiert werden. FVKs sind von Natur aus heterogen und anisotrop. In Faserrichtung sind die mechanischen Festigkeiten sehr hoch, senkrecht zur Faserrichtung jedoch nur sehr gering. Die Kraftleitung muss in

diesem Fall durch den vergleichsweise niedrigsten Matrixwerkstoff erfolgen. Gelingt es nun, eine mechanische Bearbeitung in der Art zu steuern, dass die resultierenden Prozesskräfte am Werkstück ausschließlich in einer Richtung mit höherer Werkstofffestigkeit angreifen, so kann eine verringerte Werkstückschädigung erreicht werden. Die Grundproblematik wird jedoch durch die Tatsache verschärft, dass die in der Matrix eingebetteten Verstärkungsfasern extrem abrasiv gegen Zerspanwerkzeuge wirken. Dadurch wiederum verändert sich die Mikrogeometrie der Werkzeugschneide, die Schneide wird verhältnismäßig schnell stumpf. Erhöhte Prozesskräfte sowie eine veränderte Prozesskraftrichtung sind die Folge. Die im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten prozesskraftrichtungsangepassten Bearbeitungsstrategien müssen demnach neben der Werkzeugbewegung relativ zum Werkstück und der Werkzeugmakrogeometrie auch die Mikrogestalt der Werkzeugschneide berücksichtigen.

Zur Präzisierung relevanter Aussagen, sowie als Mittel der Zusammenfassung von Teilabschnitten dienen nummerierte Schlussfolgerungen, die über die Arbeit verteilt an den jeweiligen Stellen getroffen werden. Diese werden zudem als formales Mittel genutzt, um Entscheidungen an späteren Stellen der Arbeit mit zuvor präzisierten Aussagen begründen zu können, bzw. getroffene Annahmen belegen zu können.

2 Stand der Forschung und Technik

Verbundwerkstoffe aus faserverstärkten Kunststoffen (FVK) werden meist endkonturnah hergestellt. Nachbearbeitungen jeglicher Art sind im Grunde unerwünscht und sollten auf ein Minimum reduziert werden. FVKs erhalten ihre hervorragenden spezifischen mechanischen Eigenschaften während des Urformens, nachfolgende trennende Bearbeitungsschritte können diese bestenfalls erhalten, in der Regel jedoch nur noch verschlechtern. Dennoch ist eine Nachbearbeitung in Form von Entgraten, Besäumen, Herstellen von Durchbrüchen, Bohrungen und anderen Funktionsflächen oft unumgänglich oder die wirtschaftlich sinnvollste Variante. Im Vergleich zur Metallbearbeitung ist das entfernte Materialvolumen jedoch in der Regel sehr klein.

2.1 Faserverstärkte Kunststoffe

An dieser Stelle werden zunächst einige zum weiteren Verständnis notwendige Begrifflichkeiten definiert. Zur Bezeichnung bestimmter faserverstärkter Kunststoffe (im Rahmen dieser Arbeit synonym auch als FVK oder Composites bezeichnet) wird oft nur der Name des Faserwerkstoffs verwendet: z.B. kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff (CFK) oder glasfaserverstärkter Kunststoff (GFK). Eine ebenso wichtige Rolle kommt dem Matrixwerkstoff zu, dessen Aufgabe es primär ist, die Fasern räumlich im Werkstück zu positionieren, Kräfte in diese einzuleiten und sie vor Umwelteinflüssen zu schützen. Die grundlegende Unterscheidung wird hierbei zwischen thermoplastischer und duroplastischer Matrix gemacht, wobei der Großteil der technischen Anwendungen duroplastische Matrixwerkstoffe besitzt. Die nächste Detaillierungsstufe bezieht sich auf Fasergehalt, Faserlänge, Faserform und Faserorientierung. Der Fasergehalt wird dabei entweder durch den Volumen- oder Gewichtsanteil der Faser am Gesamtwerkstoff definiert. Bei der Faserlänge wird typischerweise zwischen Kurz-, Lang- und Endlofasern unterschieden. Kurzfasern sind dabei im Bereich weniger Millimeter und Langfasern im Bereich weniger Zentimeter einzuordnen. Von Endlofasern spricht man, wenn die Faserlänge den Bauteilmaßen entspricht. Endlofasern werden in vielfältiger Form eingesetzt: z.B. Gewebe, Gelege, Gestricke. Kurzfasern und Langfasern lassen sich als einfache Schnitffasern oder Wirrfasermatten einsetzen. Daraus folgt, dass auch die räumliche Orientierung der Fasern als Beschreibungskriterium genutzt werden kann. Es wird zwischen zufälliger Orientierung (in der Regel bei Kurz- oder Langfasern) und gerichteten Fasern differenziert. Gerichtete Fasern werden in der Regel durch die Orientierungswinkel der Fasern beschrieben. Im einfachsten Fall kann zwischen unidirektionaler (UD) und multidirektionaler (MD)

Verstärkung unterschieden werden. Für den schichtweisen Aufbau von MD-Laminaten aus Endlosfasergelegen unter alternierenden Winkeln ergibt sich ein durch die Winkelbeziehungen bezeichnetes Material (z.B. 0°/90°-Laminat).

2.2 Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe

Die besonderen Herausforderungen bei trennender Bearbeitung lassen sich auf die heterogene Werkstoffzusammensetzung und die stark unterschiedlichen mechanischen sowie thermischen Eigenschaften von Matrix- und Faserwerkstoff zurückführen. Dies gilt sowohl für rein mechanische Fertigungsverfahren, wie Bohren oder Fräsen, als auch für thermische Verfahren, wie beispielsweise das Abtragen mittels energiereicher Laserstrahlung. Es sind also gerade diejenigen Merkmale, die dem Verbundwerkstoff seine typischen hervorragenden Einseitseigenschaften verleihen, welche Probleme bei der Bearbeitung verursachen. Eine weitere Schwierigkeit ergibt sich aus der anisotropen Orientierung der Verstärkungsfasern, die auf das spätere Lastkollektiv des Bauteils ausgelegt ist, nicht jedoch auf die Belastungen während der Bearbeitung. Bearbeitungskräfte, welche z.B. bei flächigen Bauteilen in Dicken-Richtung wirken, führen dazu, dass die Belastung über die Matrix in die Fasern geleitet wird und diese somit quer beansprucht werden. Dies wiederum verursacht Faser- und Grenzflächenversagen in der Nähe der Lasteinleitungsstelle. Resultat sind Bauteilschädigungen durch die Bearbeitung in Form von mechanischem oder thermischem Werkstoffversagen.

Diese Herausforderungen, die resultierenden Schädigungen und sich daraus ergebende Qualitätskriterien sind bereits in den 1980er [Kön-85] und zu Beginn der 1990er Jahre ausführlich beschrieben worden [Ull-91], [Kön-92], [Rum-92], stellen aber auch heute noch die bei Bearbeitungsaufgaben relevanten Grundlagen dar. In Abbildung 2-1 sind die bearbeitungsspezifischen Herausforderungen, welche sich durch die Werkstoffeigenschaften ergeben, die typischen Belastungsarten durch die gängigsten Fertigungsverfahren, sowie die kritischen durch die Bearbeitung erzeugten Schädigungen und Bearbeitungsqualitäten zusammengefasst.

Werkstoffeigenschaften	Fertigungsverfahren
<p>Mechanische Eigenschaften E-Modul, Zugfestigkeit, Bruchdehnung,... → unterschiedlich für Faser und Matrix</p> <p>Thermische Eigenschaften Schmelzpunkt, spez. Wärmekapazität,... → unterschiedlich für Faser und Matrix</p> <p>Anisotropie stark unterschiedliche Eigenschaften in Abhängigkeit der Faserrichtung</p> <p>Faser-Matrix-Grenzfläche Festigkeit an der Grenzfläche entscheidend für Gesamtfestigkeit</p>	<p>Vorwiegend mechanische Belastung Wasserstrahlschneiden, Stanzen,...</p> <p>Vorwiegend thermische Belastung Laserbearbeitung, Elektroerosion,...</p> <p>Mechanisch/thermische Belastung Bohren, Fräsen, Drehen, Sägen, Schleifen,...</p>

Bearbeitungsqualität
<p>Mechanische Schädigung</p>  <p><i>Abplattung Ausfransung Delamination Gratbildung Faserausrisse Formfehler</i></p>
<p>Thermische Schädigung Wärmeeinflusszone, Aufschmelzungen, Zersetzungen, thermischer Verzug,...</p>

Abbildung 2-1: Werkstoffeigenschaften, typische Verfahren und Fehler bei der Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe

Da der Fokus dieser Arbeit auf den durch mechanische Bearbeitung verursachten Werkstückschädigungen bei der Bohrungsbearbeitung und deren Vermeidung liegt, wird zunächst auf dafür relevante Einflussgrößen und Schädigungsarten eingegangen. Die Ausführungen sind zum größten Teil auf das Bohren bezogen, da dies durch die notwendige Penetration des Werkstücks die größten Herausforderungen bezüglich der Bearbeitungsschädigung darstellt. Die grundsätzlichen Zusammenhänge besitzen jedoch auch für die Fräsbearbeitung Gültigkeit. Darauf folgend wird der Stand der Forschung für verschiedene Bearbeitungsstrategien zur Bohr- und Fräsbearbeitung vorgestellt. Alternative Verfahren und Vorgehensweisen zur schädigungsarmen Bearbeitung von Composites werden abschließend zur Vervollständigung des Themengebiets kurz beschrieben.

2.2.1 Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung

Qualitätsmerkmale wie sie aus der Metallzerspanung bekannt sind (Rauheit, geometrische Genauigkeiten), reichen bei der Bearbeitung von FVK nicht aus, um das Bearbeitungsergebnis ausreichend zu beurteilen. Zusätzlich muss die Bauteilschädigung als Qualitätskriterium mit herangezogen werden. Abbildung 2-1 zeigt bereits eine Übersicht mechanischer Werkstückschädigungen und listet mögliche thermische Schädigungsarten auf. Durch mechanische Bearbeitung kommt es im Regelfall zu Überlagerungen verschiedener Schädigungsarten, in unterschiedlichster Ausprägung. Allgemein lassen sich Schädigungsarten nach König in permanente Fehler (Abplatzung, Delamination, Faserausrisse) und solche, die durch Nacharbeit behoben werden können (Grat, Ausfransungen, evtl. Formfehler) unterscheiden [Kön-89]. Die als besonders kritisch geltenden permanenten Fehler sind Abplatzungen oder Delaminationen, da sie das Bauteil nachhaltig schwächen können. Darüber hinaus sind diese permanenten Bearbeitungsfehler schon aus optischen Gesichtspunkten zu vermeiden. Nicht geschnittene Fasern oder Grate können andererseits rückwirkungsfrei durch nachgeschaltete Bearbeitungsoperationen entfernt werden.

2.2.1.1 Delamination beim Bohren

Da Delamination beim Bohren als eine der kritischsten Schädigungen gilt und in der Literatur am ausführlichsten behandelt wird, soll an dieser Stelle kurz auf die zu Delamination führenden Mechanismen eingegangen werden. Dabei wird zwischen Delamination an der Werkstückoberseite beim Eintritt des Bohrers (engl.: „peel-up“, bedeutet in diesem Zusammenhang „nach oben abschälen“) und Delamination an der Werkstückunterseite beim Austritt des Bohrers (engl. „push-out“, bedeutet in diesem Zusammenhang „nach unten heraus drücken“) unterschieden (Abbildung 2-2).

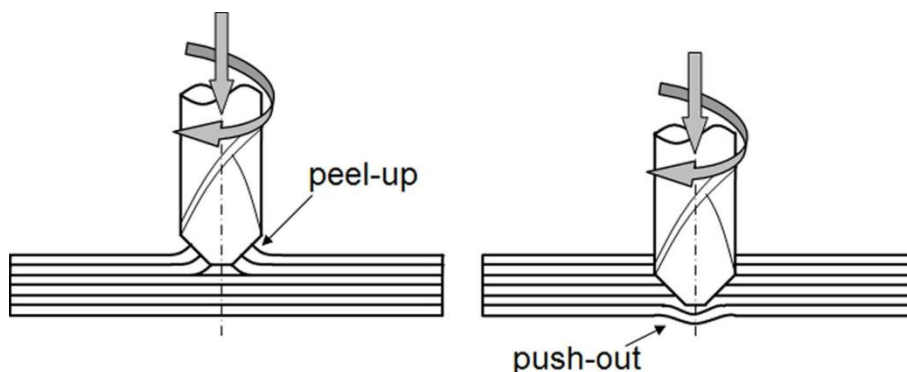


Abbildung 2-2: Delamination beim Bohren am Werkzeugeintritt und Werkzeugaustritt [nach Hoc-90]

Während des Anschnitts des Bohrwerkzeugs werden die ersten Materialschichten nicht sauber getrennt, sondern elastisch deformiert und mit weiterer Drehung des Werkzeugs entlang der Spiralnuten nach oben gezogen. Dies verursacht eine entgegen der Vorschubrichtung wirkende Axialkraft, welche die oberen Schichten von den durch die Vorschubkraft nach unten gedrückten Materialschichten trennt. Als verursachende Kraft wirkt dabei hauptsächlich die in Umfangsrichtung wirkende Schnittkraft, welche zu einer Abscherung der oberen Schicht im Bereich der Bohrung führt. Durch die Steigung der Spiralnute wird die obere Materialschicht dann weiter delaminiert. Man spricht hierbei von der sog. „peel-up“-Delamination. Im weiteren Verlauf des Bohrprozesses nimmt die verbleibende Materialdicke in axialer Richtung der Bohrung kontinuierlich ab. Die axiale Vorschubkraft liegt ab einer minimalen Reststärke über der interlaminaren Festigkeit des Verbundwerkstoffs, wodurch dieser zwischen den Schichten reißt. Die Folge ist die sog. „push-out“-Delamination [Hoc-90].

Hocheng und Dharan schlugen ein analytisches Berechnungsmodell vor, mit welchem sich die Delamination verursachende Mindestvorschubkraft auf Basis eines Scheibenmodells des Laminats, geometrischer Parameter (Durchmesser, ungeschnittene Materialdicke) und der interlaminaren Festigkeit berechnen lässt [Hoc-90]. Dieses auch als „Hocheng-Dharan-Modell“ titulierte Modell wurde in den folgenden Jahren von verschiedenen Forschern um diverse Werkzeuggeometrien [Hoc-93], [Hoc-03], [Tsa-08a] und weitere Einflüsse, wie Vorbohrungen [Won-02], [Tsa-03] oder Geometriefehler am Werkzeug, erweitert [Tsa-05a], [Tsa-07].

Führt man sich noch einmal die verursachenden Effekte vor Augen, so ist es leicht nachvollziehbar, dass sich auch Werkstückschädigungen in Form von Abplatzungen im Bohrungsbereich auf die beschriebenen Mechanismen zurückführen lassen. Die Ausprägung zwischen Delamination und Abplatzung hängt in erster Linie vom bearbeiteten Werkstückmaterial ab. So werden bei gleicher Belastung beispielsweise endlosfaserverstärkte Werkstoffe, bei denen die Matrix eine gewisse Zähigkeit aufweist delaminieren, während kurzfaserverstärkte Composites mit spröder Matrix Ausbrüche aufweisen.

Schlussfolgerung 2-1

Bearbeitungskraftkomponenten, die bei der Bearbeitung der Decklagen nach außen gerichtet wirken, verursachen Schädigungen wie Delamination oder Abplatzungen. Zur schädigungsminimierten Bearbeitung sollten diese Kraftkomponenten möglichst vermieden werden.

2.2.1.2 Einfluss der Schädigung auf die mechanischen Eigenschaften

Zur Untersuchung des Einflusses von Bearbeitungsschädigungen auf die Werkstückfestigkeit verglichen Persson et al. [Per-97a], [Per-97b] beispielsweise verschiedene Bohrbearbeitungsverfahren hinsichtlich ihrer erzeugten statischen und Ermüdungsfestigkeiten von CFK-Proben. So konnten durch Bohrungen, die mittels Zirkularfräsen (bei Persson „KTH-method“ genannt, vgl. Abschnitt 2.2.5.2) hergestellt wurden, sehr gute Ergebnisse erzielt werden, während Referenzbohrungen mit neuen und verschleißbehafteten Bohrern (facettiert geschliffene PKD-Bohrer und Bohrer mit „dagger“-Geometrie) um 10-27% geringere Ermüdungsfestigkeiten aufwiesen. Bohrer mit „dagger“-Geometrie (englisch für „Dolch“) besitzen einen sehr kleinen Spitzenwinkel und weiten das Bohrloch somit kontinuierlich vom Zentrum nach außen hin auf (vgl. Abbildung 2-5). Langella wies eine um 15-25% geringere Zugfestigkeit von Proben mit Bohrung durch Wendelbohrer im Vergleich zu direkt durch Urformen ins Bauteil eingebrachten Löchern nach. Die Fasern im Bereich der Bohrungen wurden dabei am Bohrloch vorbei geführt und nicht geschnitten [Lan-08]. Srinivasa konnte einen Zusammenhang zwischen der Kerbspannung und dem maximalen Durchmesser der Schädigung bei gebohrten Proben nachweisen, wobei eine größere Schädigung die Kerbspannung natürlich erhöht [Sri-08]. Khashaba ermittelte lineare Zusammenhänge (Regressionen) für abnehmende Lochleibungsfestigkeit mit zunehmendem Vorschub, dazu proportional zunehmender Vorschubkraft sowie Werkstückschädigung [Kha-10a]. Lochleibungsfestigkeit ist die Festigkeit, die ein Werkstoff bis zum Versagen aufbringt, wobei die Belastung in radialer Richtung über einen Bolzen in einer Bohrung eingebracht wird.

Schlussfolgerung 2-2

Bei der Bearbeitung von FVK wird das Bauteil geschwächt, sobald die kraftübertragenden Fasern getrennt werden. Zusätzliche bearbeitungsinduzierte Schädigungen verstärken diesen negativen Effekt und sollten bei unumgänglichen Bearbeitungsoperationen minimiert werden.

2.2.1.3 Ermittlung und Quantifizierung der Schädigung

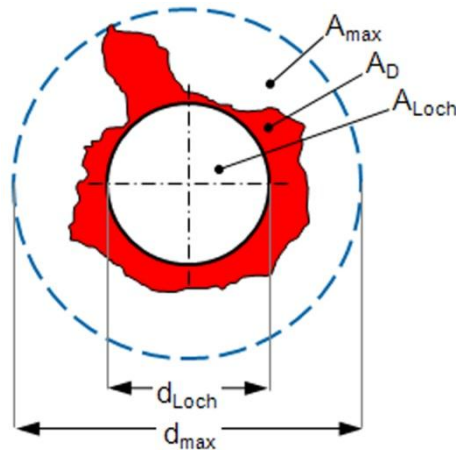
Zur Bestimmung der Bauteilschädigung werden verschiedenste Verfahren eingesetzt. Konventionelle Lichtmikroskopie und optisch scannende Verfahren mit anschließender softwareunterstützter Bildverarbeitung liefern zuverlässige Aussagen über den Grad der Decklagenschädigung [Cap-04], [Kha-07], [Moh-07]. Chen nutzte röntgenographische Scans unter Zuhilfenahme eines Kontrastmittels, welches in die entstandenen Risse von der Bohrungswand aus

eintritt und somit auch innere Schädigungen sichtbar macht [Che-96]. Ebenso lassen sich durch die Verwendung von Computertomographie [Per-97a] oder Ultraschall-Scans [Tsa-05b] äußere und innere Schädigungen identifizieren. Das Ergebnis all dieser Verfahren ist meist eine 2D-Darstellung des geschädigten Bereichs an den Decklagen oder auch im Inneren des Werkstücks, die anschließend ausgewertet werden kann. Dies geschieht manuell oder softwareunterstützt, wie es bspw. Durão beschrieb [Dur-05].

Zur Quantifizierung der ermittelten Schädigungen sind in der Literatur unterschiedliche Kriterien vorgestellt worden. So schlug Chen das dimensionslose Verhältnis des maximalen Schädigungsdurchmessers bezogen auf den Bohrl Lochdurchmesser vor [Che-96]. Tsao nutzte in ähnlicher Weise das Verhältnis der maximalen Risslänge zum Werkzeugradius als dimensionslose Kennzahl [Tsa-05c]. Ebenso bewertet Enemuoh die Bauteilschädigung in Form von Delamination durch die Größe der maximalen radialen Schädigung und führt ergänzend die Breite der Schädigungszone ein [Ene-01]. Nachteilig an diesen Bewertungsverfahren ist der überproportional große Einfluss durch einzelne ausgerissene Fasern. Das Verhältnis von Schädigungsdurchmesser zu Bohrungsdurchmesser wird im Folgenden als $F_{D,D}$ (Delaminationsfaktor, Durchmesser Verhältnis) bezeichnet.

Eine andere Möglichkeit der Bewertung der Werkstückschädigung im Bohrungsbereich stellt das dimensionslose Verhältnis der geschädigten Fläche zur Bohrungsfläche dar [Moh-07], [Jin-08]. Hierbei ist die Bestimmung der Schädigungsfläche aufwendiger gegenüber der reinen Risslängenbestimmung, die Aussagekraft kann jedoch aufgrund der Einbeziehung der gesamten Schädigung als deutlich höher angesehen werden. Nachteilig ist lediglich, dass Aussagen über die maximale Schädigung in diesem Verhältnis nicht mit berücksichtigt werden. Das Verhältnis von Schädigungsfläche zu Bohrungsfläche wird im Folgenden als $F_{D,FI}$ (Delaminationsfaktor, Flächenverhältnis) bezeichnet.

Als Kompromiss wurde von Davim und Campos-Rubio ein dimensionsloser Faktor definiert, der sowohl den maximalen Schädigungsdurchmesser als auch den Betrag der geschädigten Fläche berücksichtigt [Dav-07a], [Cam-08]. Dieser addiert die komplementär gewichteten Durchmesser- und Flächenverhältnisse je nachdem, wie homogen das Schädigungsbild ist. Analog zu den beiden bisher definierten Delaminationsfaktoren wird das gewichtete Verhältnis im Folgenden als $F_{D,gew}$ (gewichteter Delaminationsfaktor) bezeichnet. Eine Übersicht der vorgestellten Bewertungsgrößen und deren Berechnungsvorschriften sowie eine schematische Skizze der relevanten Messgrößen im Bohrungsbereich sind in Abbildung 2-3 dargestellt.



Einfache Delaminationsfaktoren

$$\text{Durchmesserverhältnis } F_{D,D} = \frac{d_{max}}{d_{Loeh}}$$

$$\text{Flächenverhältnis } F_{D,Fl} = \frac{A_D}{A_0}$$

Gewichteter Delaminationsfaktor

$$F_{D,gew} = (1 - \beta) \frac{d_{max}}{d_{Loeh}} + \beta \frac{A_{max}}{A_0}$$

$$\beta = \frac{4 \cdot A_D}{\pi(d_{max}^2 - d_{Loeh}^2)} \sim \text{Füllgrad}$$

Abbildung 2-3: Schematische Darstellung der Schädigung im Bohrungsbereich und Bezeichnung der relevanten Größen für die Bestimmung der dimensionslosen Delaminationsfaktoren

Sowohl $F_{D,D}$, $F_{D,Fl}$ und somit auch $F_{D,gew}$ setzen eine gewisse Schädigungszunahme mit dem Bohrungsdurchmesser voraus. Eine evtl. um den Bohrungsrand vorliegende durchmesserunabhängiger lokale Schädigungszone würde relativ mit dem Bohrungsdurchmesser abnehmen und somit nicht angemessen repräsentiert. Da jedoch die Prozesskräfte immer mit dem Spanungsquerschnitt ansteigen (somit mit d_{Loeh}), lassen sich die Schädigungen durchaus sinnvoll mit Hilfe der Delaminationsfaktoren beschreiben.

Die Frage nach dem sinnvollsten zu verwendenden Bewertungsverhältnis kann nur unter Berücksichtigung des bearbeiteten Werkstoffs beantwortet werden. So wird es bei spröden Matrixwerkstoffen eher zu lokalen Abplatzung und Faserausrisen kommen, wodurch sich ein heterogenes Schädigungsbild ergibt. Besonders bei thermoplastischem Matrixwerkstoff besteht dagegen bei falschen Bearbeitungsparametern die Gefahr von Aufschmelzungen im Randbereich der Bohrung, was ein eher gleichmäßiges Schädigungsbild ergibt. In diesem Fall würde auch schon das sehr einfach zu ermittelnde Durchmesserverhältnis zuverlässige Aussagen liefern. Im Hinblick auf die im Rahmen dieser Arbeit behandelte Aufgabenstellung, die nicht auf einen einzelnen Werkstoff festgelegt ist, wird die Gesamtfläche der Schädigung als Bewertungsgröße ermittelt, um so Ergebnisausreißer durch lokale Schädigungen weniger stark zu gewichten.

Schlussfolgerung 2-3

Dimensionslose Verhältnisse sind weit verbreitet zur Beschreibung des bearbeitungsinduzierten Schädigungsgrades sowie zur Bewertung des Bearbeitungsergebnisses. Sie bieten eine gewisse Übertragbarkeit der Ergebnisse auch über den untersuchten Bohrungsbereich hinaus.

Schlussfolgerung 2-4

Der maximale Schädigungsdurchmesser bzw. die maximale Risslänge allein reichen zur zuverlässigen Bewertung der Schädigung im Bohrungsbereich nicht aus. Die Größe der Schädigungsfläche sollte in Form des Flächenverhältnisses oder gewichteten Delaminationsfaktors mitberücksichtigt werden.

2.2.2 Werkzeugverschleiß

Bei der mechanischen Bearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide besitzt, neben der bereits vorgestellten Problematik der Bauteilschädigung, der Werkzeugverschleiß eine besondere Relevanz. Die sehr harten Verstärkungsfasern wirken stark abrasiv auf den Schneidstoff. Dies gilt für jede der drei gängigsten, technisch relevanten Verstärkungsfasermaterialien Kohlenstoff, Glas und Aramid. Besonders jedoch die rauen Bruchflächen der getrennten Kohlefasern gelten als kritisch und verschleißfördernd. Vornehmlich äußert sich der Werkzeugverschleiß bei der Zerspanung von Composites in einer zunehmenden Verrundung der Schneidkante [Kön-91], [Ili-96], [Wei-02a], [Far-09a], bei Hartmetallwerkzeugen jedoch auch durch Abrasivverschleiß an der Freifläche [May-03a], [Tet-04].

Das Werkzeug verliert somit seine für einen qualitativ hochwertigen Schnitt notwendige Schärfe. Die mechanischen und thermischen Belastungen auf Werkzeug und Werkstück nehmen zu. So kann beispielsweise beim Bohren von FVK ein starker Anstieg der Vorschubkraft durch fortschreitenden Werkzeugverschleiß beobachtet werden [Lin-99], [May-03b], [Hin-06], [Ili-10], der die Vorschubkraft im Laufe von wenigen Bohrungen sogar verdoppeln kann [Mur-02]. Auch die Qualität des Bearbeitungsergebnisses nimmt ab. Verstärkte Faserausrisse oder Ausfransungen an den Decklagen, besonders am Werkzeugaustritt, können eine Folge sein [Wei-02b]. Faraz zeigt einen direkten Zusammenhang von steigendem Schneidkantenradius und zunehmender Schädigung im Decklagenbereich beim Bohren mit verschiedenen HM-Werkzeugen mit sowohl Standard- als auch Spezialgeometrien [Far-11].

Aus diesem Grund ist die Verwendung von Schneidstoffen mit hohem Widerstand gegen Abrasion und Ausbröckelungen für die Bearbeitung faserverstärkter Werkstoffe bei großen Bearbeitungsumfängen unumgänglich. Schon früh wurden aus diesem Grund Hartmetall und polykristalliner Diamant zur spanenden Bearbeitung von verstärkten Materialien empfohlen und eingesetzt [Hoh-85], [Kön-85]. Schnellarbeitsstahl (HSS) bietet keine ausreichende Verschleißbeständigkeit und ist schon unbeschichtetem Hartmetall deutlich unterlegen [Far-09b], [Far-10]. Entwicklungstrends gehen bei Hartmetallen heute

hin zu besonders feinkörnigem Gefüge, da dieses verschleißbeständiger ist [Bri-05]. Im Bereich der Diamantschneidstoffe werden neben polykristallinem Diamant, aufgrund der größeren geometrischen Freiheitsgrade, zunehmend Beschichtungen auf Diamantbasis entwickelt und eingesetzt [Hin-06], [Yag-07], [Dan-10]. Zunehmend finden auch keramische Werkzeuge Einsatz in der FVK-Zerspanung. Heisel wies die prinzipielle Eignung von Keramikbohrern und Keramikfräsern (Si_3N_4) zur Zerspanung von CFK nach, wobei die Prozesskräfte durch eine zusätzliche Titan-Beschichtung gegenüber unbeschichtetem Werkzeug um 40% niedriger lagen [Hei-10a], [Hei-10b].

Schlussfolgerung 2-5

Werkzeugverschleiß bei der Zerspanung von Composites drückt sich letztendlich durch eine Änderung der Mikrogeometrie am Schneidkeil aus: Die Schneidkantenverrundung nimmt zu, an der Freifläche kommt es zu Abrasion. Dies führt zu erhöhten mechanischen und thermischen Belastungen während des Schnitts, was die ohnehin schon ungünstige Bearbeitungssituation weiter verschlechtert und bearbeitungsinduzierte Schädigungen verstärkt.

2.2.3 Einfluss der Faserorientierung auf den Zerspanprozess

Durch die heterogene und anisotrope Materialstruktur besitzt die Faserorientierung, besonders bei endlosfaser- oder gewebeverstärkten Werkstoffen, einen großen Einfluss auf die Prozesskräfte und die erreichbaren Qualitäten (vgl. Abbildung 2-4, Darstellung für Fräsprozess).

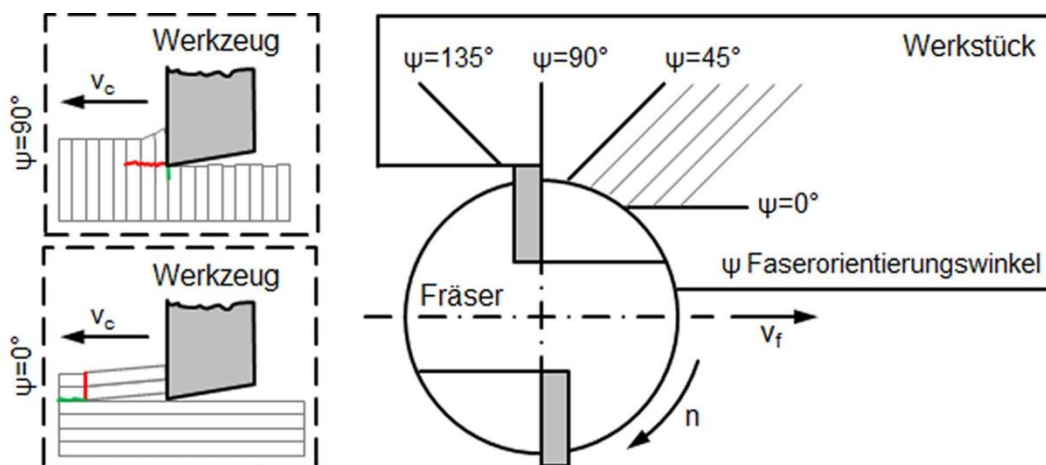


Abbildung 2-4: Schematische Darstellung der Faserorientierung und der Spannbildung beim Fräsen von Composites mit gerichteten Verstärkungsfasern

Dies ist dadurch erklärbar, dass je nach Orientierung der Faser unterschiedliche Spannbildungsmechanismen wirksam werden. Bei der Bearbeitung unter einem

Orientierungswinkel von $\psi=0^\circ$ (Schnitt parallel zur Faser) kommt es vorwiegend zu einem der Schneide vorlaufendem interlaminaren Versagen des Matrixwerkstoffs und Faserbruch durch Druckbelastung. Ein solcher Schnitt weist auch in der Regel die geringsten Schnittkräfte und Oberflächenrauheiten der Schnittfläche auf [Kop-83], [Hoh-89]. Erfolgt die Bearbeitung bei einem Winkel von $\psi=90^\circ$, werden die Fasern senkrecht belastet und versagen schließlich unter Biegung. Dabei muss im Unterschied zur 0° -Orientierung jede Faser geschnitten werden, was zu höheren Schnittkräften führt. Ausgehend von der Oberfläche sind zusätzlich Risse parallel zur Faser in das Material erkennbar. Bei Schnitten von Zwischenwinkeln kommt es zur Überlagerung der Trennmechanismen [Klo-99], [Tet-04].

2.2.4 Bohren faserverstärkter Kunststoffe

2.2.4.1 Bohren allgemein

Bohren ist im klassischen Sinne definiert als mechanisches Fertigungsverfahren, bei dem ein rotierendes Werkzeug lediglich entlang seiner Rotationsachse translatorisch ins Werkstück geführt werden darf [Klo-08]. Im weiteren Sinne werden auch Frässtrategien oder alternative Verfahren wie das Wasserstrahlen zur Bohrlochherstellung verwendet und dieses dann als Bohren bezeichnet. Im Rahmen dieser Arbeit wird unter dem Begriff „Bohren“ ein rein einachsiges, mechanisches Fertigungsverfahren verstanden. Die Bohrlochherstellung durch Fräsen wird im Abschnitt 2.2.5 behandelt.

Das Einbringen von Bohrungen in faserverstärkte Kunststoffe ist eine der wichtigsten Operationen zur Fügestellenvorbereitung für Schrauben oder Nieten. Charakteristisch für Bohrverfahren ist, dass sich die radial wirksamen Passivkräfte ausgleichen (bei Werkzeugen mit zwei oder mehr Zähnen und gleichmäßiger Zahnteilung) und es somit theoretisch zu keinen Auslenkungen des Werkzeugs kommt. Meist werden flächige Bauteile bearbeitet, bei denen die Verstärkungsfasern geordnet oder ungeordnet, vorrangig jedoch in der Werkstückebene angeordnet sind.

Auch beim Bohren ist der Einfluss der Faserorientierung gegeben. So kommt es bei der Bearbeitung von Composites mit gerichteten Fasern während einer Werkzeugumdrehung zu Schwankungen der Schnittkraft, je nachdem in welchem Winkel die Fasern geschnitten werden. Auch die Rauheit der Bohrungswand und die Genauigkeit der Bohrung weisen einen Zusammenhang zur Orientierung der Fasern auf [Pao-96], [Hin-07]. Des Weiteren beeinflusst auch der Matrixwerkstoff den Zerspanprozess massiv. Wird beispielsweise ein FVK mit thermoplastischer Matrix bearbeitet, so sind die benötigten Schnittkräfte

aufgrund der höheren Duktilität deutlich höher als bei einem Composite mit duroplastischer Matrix, die ihrerseits zu eher sprödem Versagen neigt [Wei-02a].

Die besondere Herausforderung der Bohrbearbeitung von FVK kann jedoch durch die Tatsache beschrieben werden, dass im Laufe des Prozesses das Werkzeug das Werkstück durchdringen muss und somit unweigerlich Prozesskräfte entstehen, die an den Decklagen nach außen gerichtet sind und vornehmlich durch das Matrixmaterial aufgenommen werden müssen. Die Folge sind mehr oder weniger stark ausgeprägte Bauteilschädigungen wie Delamination oder Abplatzungen, besonders im Decklagenbereich.

2.2.4.2 Ansätze zur Schädigungsminimierung beim Bohren in Composites

Allein für die einachsige Bohrbearbeitung wird in der Literatur eine Vielzahl verschiedener Ansätze zur Schädigungsminimierung beschrieben. Sie reichen von angepassten Vorschubstrategien über den Einsatz spezieller Werkzeuggeometrien oder äußerer konstruktiver Maßnahmen bis zur Überlagerung hochfrequenter Ultraschallschwingungen. Die Grundidee bei allen diesen Ansätzen ist es, gemäß der Grundgleichung der Dimensionierung die Belastung durch die Prozesskräfte im Bereich außerhalb des Bohrlochdurchmessers unterhalb der Belastbarkeit (Festigkeit des Werkstücks) zu halten.

Vorschubstrategien

Prinzipiell nimmt die Vorschubkraft F_f in axialer Richtung mit dem Werkzeugvorschub zu. Dies ist aus der Metallzerspanung bekannt, nachvollziehbar und auch für das Bohren in FVK zutreffend (z.B. [Ene-01], [Kha-07]). Auch der Zusammenhang zwischen dem Grad der Werkstückschädigung und der Vorschubkraft ist oft beschrieben (z.B. [Hoc-90], [Mar-09], [Kha-10a]). Je höher die Kraft, desto stärker die Schädigung. Hocheng beschreibt auch eine minimale Axialkraft, unterhalb der es zu keiner nachweisbaren Schädigung kommt [Hoc-90]. Diese ist natürlich stark materialabhängig und bei manchen Bearbeitungsaufgaben nicht umsetzbar (z.B. bei größeren Bohrdurchmessern).

Ein pragmatischer Ansatz zur Schädigungsminimierung liegt in einer angepassten und variablen Vorschubstrategie: geringer Vorschub sowohl beim Eintritt in das als auch beim Austritt aus dem Werkstück, höherer Vorschub im Zwischenbereich [Jai-91], [Jai-94], [Kha-04], [Moh-07]. Das gesamte Bohrloch mit minimalem Vorschub zu fertigen ist zum einen bei einer größeren Anzahl an

Bohrungen unwirtschaftlich, zum anderen können sich dabei auch Probleme durch thermische Überbelastung ergeben.

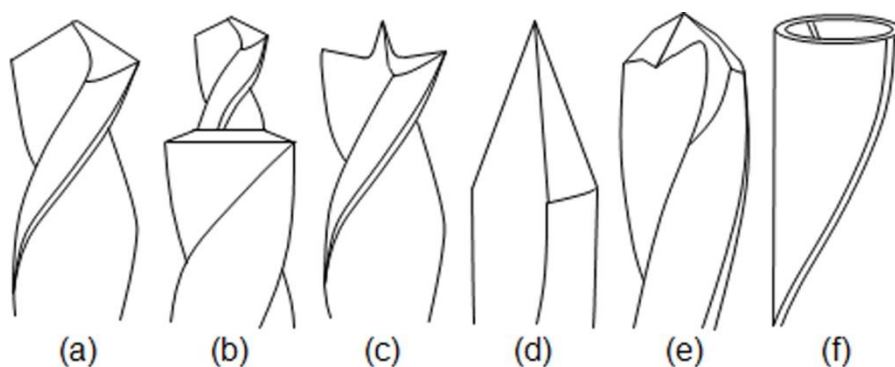
Schlussfolgerung 2-6

Durch Herabsetzen des Vorschubs im Bereich des Werkzeugeintritts und Werkzeugaustritts werden die Vorschubkräfte reduziert, bearbeitungsinduzierte Schädigungen somit vermindert.

Spezielle Werkzeuggeometrien

Beim Bohren ist es verfahrensbedingt unumgänglich, dass die Schnittgeschwindigkeit des Werkzeugs über den Radius zum Zentrum hin abnimmt und im Bereich der Rotationsachse null wird. Im Bereich der Querschneide findet somit kein sauberer Schnittprozess statt. Vielmehr wird das Material nur gequetscht und verdrängt. Aus diesem Grund hat besonders die Geometrie des Zentrumsbereiches des Werkzeugs einen starken Einfluss auf die nötige axial wirkende Vorschubkraft. Die Querschneide allein macht bei Wendelbohrern zwischen 65% und 75% des Anteils der Vorschubkraft aus [Klo-08]. Führt man sich nun vor Augen, dass die Vorschubkraft maßgeblich für Schädigungen wie Delaminationen am Bohreraustritt verantwortlich ist [Hoc-90], [Jai-91], wird ersichtlich, dass gute Bearbeitungsergebnisse mit Werkzeugen erzielt werden können, die diese Problematik umgehen.

Eine Übersicht der gängigsten experimentell untersuchten Bohrer-Geometrien zur FVK-Bearbeitung ist in Abbildung 2-5 schematisch dargestellt.



*Abbildung 2-5: Bohrer-Geometrien zur Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe:
 (a) Wendelbohrer, (b) Stufenbohrer, (c) W-Spitzengeometrie,
 (d) „dagger“-Geometrie, (e) Multifacettenschliff, (f) Kernlochbohrer*

Neben dem Standard-Wendelbohrer (a) sind dies: (b) Stufenbohrer, zur Aufteilung des Bohrvorgangs in mindestens zwei Schritte; (c) Bohrer mit W-Spitzengeometrie (engl. auch als „brad drill“ bezeichnet); (d) „dagger“-Geometrie;

(e) Bohrer mit Multifacettenschliff (engl. auch „8-facet“); (f) Kernlochbohrer zur Einleitung der Bearbeitungskraft außen über eine größere Fläche.

Darüber hinaus werden noch sog. „candle stick“-Geometrien und Sägebohrer verwendet. Die „candle stick“-Geometrien ähneln den W-Geometrien, sie weisen jedoch im Übergang von der Zentrierspitze zu den außenliegenden Schneiden einen sichelförmigen Verlauf auf (vgl. Abbildung 2-6b). Sägebohrer besitzen eine Mehrzahl außen angreifender Schneiden. Der Zentrumsbereich ist zurückgesetzt und weist keine Zentriergeometrie auf. Alle verwendeten Bohrer-Geometrien zielen darauf ab die resultierenden Vorschubkräfte zu reduzieren bzw. die Kräfte auf größerer Fläche am Umfang einzuleiten.

Hocheng und Tsao ermittelten analytisch (Hocheng-Dharan-Modell) und experimentell höhere kritische Vorschubkräfte ($F_{f,krit}$) bis zum Einsetzen von Delamination durch den Einsatz von Kern-, Säge- oder Stufenbohrern im Vergleich zu Wendelbohrern [Hoc-03], [Tsa-04] an CFK-Laminaten. In einer weiteren Analyse wurden die Bohrer-Geometrien in der folgenden Reihenfolge bezüglich des kritischen Vorschubs (f_{krit}) bis zum Einsetzen von Delamination bewertet: Kernlochbohrer, „candle stick“-Geometrie, Säge-, Stufen- und (mit den schlechtesten Werten) Wendelbohrer [Hoc-06]. In Tabelle 2-1 sind neben den von Hocheng ermittelten Werten von f_{krit} auch die Werte für $F_{f,krit}$ sowie die jeweiligen prozentualen Unterschiede zum Wendelbohrer angegeben [Hoc-90], [Hoc-06]. Interessant ist, dass einige Geometrien zwar höhere Vorschübe zulassen, sich dies jedoch nicht in höheren ertragenden Vorschubkräften widerspiegelt („candle stick“-Geometrie, Stufen- und Sägebohrer). In späteren Untersuchungen wurden für Kernloch-Sägebohrer noch über den Werten der Kernlochbohrer liegende (bessere) kritische Vorschubkräfte ermittelt [Tsa-08b].

Tabelle 2-1: Vergleich der kritischen Vorschubkräfte $F_{f,krit}$ sowie der kritischen Vorschübe f_{krit} bis zum Einsetzen von Delamination einiger spezieller Werkzeuggeometrien [Hoc-90], [Hoc-06]

	$F_{f,krit}$ (theoretisch)		$F_{f,krit}$ (experimentell)		f_{krit} (experimentell)	
	[N]	[%]	[N]	[%]	[mm]	[%]
Wendelbohrer (Ref.)	34,1	100	31,8	100	0,0047	100
Sägebohrer	38,8	114	30,5	96	0,0051	109
„candle stick“	36,2	106	26,4	83	0,0069	147
Kernlochbohrer	48,4	142	42,7	134	0,0075	160
Stufenbohrer	31,4	92	29,1	92	0,0049	104

Werkstoff: CFK, Dicke: 6 mm, Verstärkung: Gewebe, Aufbau: 0°/90°, Fasergehalt: 55 vol.-%

Bhatnagar und Singh konnten an GFK-Laminaten geringere Schädigungen durch Stufenbohrer bzw. facettiert geschliffene Bohrer („8-facet“) gegenüber Wendelbohrern oder Bohrern mit parabolischer Werkzeugspitze nachweisen [Bha-04], [Sin-06]. Mathew wies deutlich geringere Prozesskräfte und bis zu 16-mal höhere kritische Vorschubwerte bis zum Einsetzen von Delamination durch den Einsatz eines Kernlochbohrers im Vergleich zu Wendelbohrern nach (UD-GFK) [Mat-99a]. Krishnaraj erreichte die beste Oberflächenqualität und die geringsten Werkstückschädigungen durch facettiert geschliffene Werkzeuge („multifaceted drill“) gegenüber Wendelbohrern und Bohrern mit Zhirov-Spitzengeometrie (ähnlich der W-Spitzengeometrie) bei GFK-Proben [Kri-08]. Davim verglich lediglich Bohrer mit W-Spitzengeometrie mit Wendelbohrern und bestätigte die Unterlegenheit der Wendelbohrer im Hinblick auf Werkstückschädigungen durch höhere Vorschubkräfte [Dav-04]. Etwas gegensätzlich sind die Ergebnisse, die Durão präsentierte: Im Vergleich zwischen Wendelbohrern, Stufenbohrern, Bohrern mit „dagger“- und Bohrern mit „candle stick“-Geometrie verursachten Wendelbohrer zwar die höchsten axialen Vorschubkräfte, bei allerdings aber geringeren Werkstückschädigungen [Dur-10]. Viele Werkzeuge mit diesen Spitzengeometrien sind heute kommerziell erhältlich. Werkzeughersteller entwickeln ständig weitere für die Composite-Bearbeitung speziell angepasste Bohrergeometrien. Komplexe Geometrien sind dabei meist in Vollhartmetall- oder diamantbeschichteten Werkzeugen umgesetzt, Bohrer mit einfacheren Geometrien können mit PKD-Einsätzen an der Werkzeugspitze ausgestattet werden. Ein Auszug der vermarkteten Bohrwerkzeuge ist in Abbildung 2-6 dargestellt.



Abbildung 2-6: Bohrergeometrien zur Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe:
(a) „CoroDrill Delta-C R854“ (Sandvik Coromant), (b) „HAM 30-1320“ und
(c) „HAM One-Shot-Drill“ (Hartmetallwerkzeugfabrik Andreas Maier GmbH),
(d) „8 Facet Drill“ (LMT Onsrud)

Es handelt sich im Einzelnen um (a) ein Werkzeug mit nicht näher spezifizierter Spezialgeometrie der Firma Sandvik Coromant [San-09], (b) eine „candle stick“-Geometrie und (c) einen Stufenbohrer („One-Shot-Drill“) der Firma Hartmetallwerkzeugfabrik Andreas Maier GmbH [HAM-11] sowie (d) einen Bohrer mit Multifacettenschliff der Firma LMT Onsrud [Ons-11].

Schlussfolgerung 2-7

Es wurde bislang eine Vielzahl an Bohrergeometrien wissenschaftlich untersucht, die heute kommerziell erhältlich sind. Das gemeinsame Ziel zum Einsatz von Werkzeugen mit allen diesen Geometrien ist es, die in Vorschubrichtung wirkenden Kräfte während der Bearbeitung zu reduzieren, bzw. auf eine größere Fläche am Umfang zu verteilen, um somit bearbeitungsinduzierte Schädigungen zu reduzieren.

Bohren mit berlagerten Ultraschallschwingungen

Eine weitere Möglichkeit, die Bearbeitungskräfte und somit die Werkstückschädigungen zu reduzieren, liegt in der Anwendung von ultraschallunterstützter (US-) Zerspanung beim Bohren von FVK. Dem konventionellen Bohrprozess wird dabei eine hochfrequente axiale oder in Umfangsrichtung wirkende Schwingung mit Amplituden im Mikrometerbereich überlagert. Ebenso besteht die Möglichkeit die Schwingung über das Werkstück in direkter Nähe der Bearbeitungsstelle einzuleiten [Ram-04a], [Ram-04b]. Der Schnittvorgang wird in der Frequenz der Schwingung wiederholt unterbrochen, wodurch sowohl die Prozesskräfte und somit die Werkstückschädigung sowie der Werkzeugverschleiß reduziert werden können [Wan-04], [Yag-06], [Bab-07]. Zhang bezifferte die Reduzierung der Vorschubkraft und des Bohrmoments mit etwa 20-30% beim Bohren mit HSS-Wendelbohrer in GFK-Proben im Vergleich zur Bearbeitung ohne US-Unterstützung [Zha-01].

Arul konnte für HSS-Bohrer in MD-GFK-Proben zeigen, dass sich die fertigbare Anzahl an Bohrungen bis zum Erreichen der Verschleiß- bzw. Schädigungsgrenze am Werkstück von 30 auf 50 steigern ließ [Aru-06]. Ramkumar konnte für UD-GFK-Proben in ähnlicher Weise die maximale Bohrungsanzahl bis zum Erreichen der definierten Verschleißgrenze (HSS-Wendelbohrer) von 30 auf 60 verdoppeln [Ram-04a].

Schlussfolgerung 2-8

Das Zerspanen mit dem Prozess überlagerten Ultraschallschwingungen reduziert sowohl Werkzeugverschleiß als auch Prozesskräfte. Dadurch resultieren auch geringere bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigungen.

Äußere konstruktive Maßnahmen

Gängige Praxis ist die Verwendung von Stützplatten im Bereich des Werkzeugaustritts zur Abstützung des Decklagenmaterials und zur Vermeidung von Delamination und Ausbrüchen. Tsao untersuchte die dadurch erreichbaren Unterschiede in der kritischen Maximalkraft am Beispiel von Säge- und Kernlochbohrern nach Anpassung des Hocheng-Dharan-Modells analytisch sowie experimentell. Es konnte experimentell eine Steigerung der kritischen Vorschubkraft (bis zum Einsetzen von Delamination) um ca. 10-30% ermittelt werden (aus den Diagrammen entnommene Werte). Diese lagen jedoch deutlich, im Fall des Sägebohrers um eine Größenordnung, unterhalb der mittels des angepassten Hocheng-Dharan-Modells berechneten Werte [Tsa-05c]. Sadat entwickelte eine Werkstückspannvorrichtung, die in ähnlicher Weise durch Druck auf die Decklagen auch Delamination am Werkzeugeintritt verhindert [Sad-94].

Ein weiterer zu nennender Ansatz wurde von Capello vorgestellt [Cap-04]. Er ermittelte für den Fall des Bohrens bei großem Abstand der Bohrung zur festen Auflage der Werkstückspannung einen signifikanten Einfluss der Rückschwingung des Werkstücks nachdem die Bohrspitze durchbricht und die verbliebene Materialdicke die Bearbeitungskräfte nicht mehr halten kann. Dies verursacht einen starken Anstieg der Relativgeschwindigkeit zwischen Werkzeug und Werkstück und führt zu effektiv negativen Freiwinkeln am Werkzeug. Capello konnte durch den Einsatz einer prototypischen gedämpften Werkzeugspindel das Bearbeitungsergebnis in einem solchen Aufspannungsfall (geringe Biegesteifigkeit des Werkstücks und großer Abstand zum Auflager) signifikant verbessern.

Schlussfolgerung 2-9

Durch äußere konstruktive Maßnahmen wie Abstützplatten lassen sich die Bearbeitungskräfte zwar nicht reduzieren, die Decklagenfestigkeit kann durch eine Abstützung jedoch „virtuell“ erhöht werden. Dies wiederum verringert Werkstückschädigungen durch die Bearbeitungskräfte.

2.2.5 Fräsen faserverstärkter Kunststoffe

Die Fräsbearbeitung faserverstärkter Kunststoffe findet Anwendung bei der äußeren Kantenbearbeitung, dem Erzeugen von Taschen oder Aussparungen sowie dem Entgraten ausgehärteter Verbundwerkstoffe. Auch das Erzeugen von Bohrungen durch Fräsoperationen ist gängige Praxis. Prinzipiell sind alle Verbundwerkstoffe durch Fräsen bearbeitbar. In Abhängigkeit ihrer Zusammensetzung (Matrix, Faserart, Faserorientierung, Fasergehalt) ergeben

sich jedoch spezifische Herausforderungen durch bspw. verschiedene Trennmechanismen der Fasern, unterschiedliche Ausprägungen des Werkzeugverschleißes oder eine reduzierte thermische Belastbarkeit des Matrixwerkstoffs.

2.2.5.1 Fräsen allgemein

Fräsen ist definiert als Verfahren mit rotierendem Werkzeug und überlagerter translatorischer oder rotativer Vorschubbewegung auch in mehreren Achsen gleichzeitig. Je nach Orientierung von Vorschubrichtung und Werkzeugdrehrichtung wird zwischen Gleich- und Gegenlauffräsen unterschieden. Das Gleichlauffräsen ist dadurch gekennzeichnet, dass der Spanungsquerschnitt über den Schnitt kontinuierlich abnimmt, während er beim Gegenlauffräsen dementsprechend kontinuierlich zunimmt. Bessere Oberflächenqualitäten und geringere Schädigungen lassen sich für die FVK-Bearbeitung in der Regel durch das Gegenlauffräsen erreichen [Kön-85], [Kön-86], [Jan-06a].

Heutzutage industriell eingesetzte Werkzeuge sind geprägt durch die Möglichkeiten, welche die relevantesten Schneidstoffe polykristalliner Diamant (PKD) und Hartmetall (HM) bieten, sowie die speziellen werkstoffspezifischen geometrischen Anforderungen an die Werkzeuge. Durch die Vielzahl der Kombinationsmöglichkeiten von Faser- und Matrixwerkstoff sind auch bei den Werkzeugen unterschiedlichste Geometrien erhältlich. Beispielhaft ist in Abbildung 2-7 eine Auswahl an Fräswerkzeugen für die Bearbeitung unterschiedlichster faserverstärkter Kunststoffe dargestellt. Im Einzelnen sind dies (a) ein Schafffräser mit aufgelöteten PKD-Platten, (b) ein „Carbon-Fräser“ mit einer für die CFK-Bearbeitung oft verwendeten Pyramidenstruktur, (c) ein Schafffräser mit CVD-Diamantbeschichtung, (d) ein Schafffräser speziell für die SMC-Bearbeitung, (e) ein Schafffräser mit Bohrspitze speziell für die Bearbeitung von aramidfaserverstärkten Kunststoffen (Kevlar®) sowie (f) ein wechselseitig gedrahter Fräser speziell zur Außenbearbeitung von FVK-Werkstücken (vgl. Abschnitt 2.2.5.3).



Abbildung 2-7: (a) PKD-Schaftfräser, (b) „Carbon-Fräser“, (c) Schaftfräser mit Diamantbeschichtung, (d) Schaftfräser für SMC-Bearbeitung, (e) Schaftfräser zur Kevlar®-Bearbeitung, (f) wechselseitig gedrahter Fräser zum Außenkonturfräsen (Quelle a-e: Hufschmied Zerspanungssysteme GmbH, f: [HAM-11])

2.2.5.2 Frässtrategien zur Bohrlochherstellung

Die Nutzung mehrachsiger Frässtrategien wird aktuell primär durch das sog. Zirkularfräsen bestimmt. Dabei wird das rotierende Fräswerkzeug entlang einer helixförmigen Vorschubbahn, deren Zentrumsachse kollinear zur Bohrungsachse liegt, in das Werkstück bewegt (Abbildung 2-8). Das Werkzeug schneidet dabei sowohl mit den Stirn- als auch mit den Umfangsschneiden. Im Gegensatz zum Bohren wird der kontinuierliche Schnitt aufgeteilt: Die Stirnschneiden sind weiterhin kontinuierlich im Eingriff, genauso wie die Umfangsschneiden bis zur Höhe des axialen Zahnvorschubs $f_{z,axial}$. Im Bereich zwischen $f_{z,axial}$ und der Schnitttiefe a_p liegt ein unterbrochener Schnitt vor. Im Vergleich zum reinen Bohren resultieren bei dieser Bearbeitungsstrategie geringere mechanische und thermische Belastungen des Werkstücks [Wei-05].

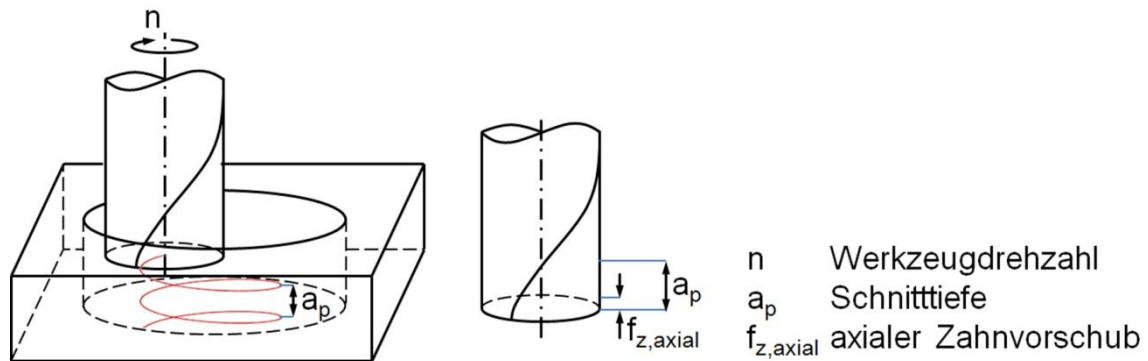


Abbildung 2-8: Schematische Darstellung des Zirkularfräsens

Vorteilhaft ist auch die Möglichkeit, bei guten Bearbeitungsergebnissen durchmesserungebundene Standard-Fräswerkzeuge nutzen zu können. Des Weiteren können im Vergleich zum Bohren engere Toleranzen gefertigt sowie geometrische Abweichungen durch die Werkzeugbahnsteuerung korrigiert werden [Rei-89], [Bri-05], [Yag-07]. Nachteilig sind Abdrängkräfte durch die asymmetrische Werkzeugbelastung, was zu schlechteren fertigungsbedingten Formtoleranzen gegenüber dem Bohren führen kann [Hei-08], wenn die Steifigkeit des Werkzeugs nicht ausreichend ist.

Für die Bohrlochherstellung in FVK wurde die Werkzeugbahn des Zirkularfräsens erstmals von Park bei der Bearbeitung von CFK mittels mit abrasivem Schleifmedium belegten Kernlochbohrern beschrieben. Diese wurden zum einen konventionell rein axial, zum anderen auf einer Helixbahn ins Werkstück geführt. Ergebnis waren ca. um den Faktor drei reduzierte axiale Kräfte, bessere Bearbeitungsergebnisse in Form von Schädigungen und geringerer Werkzeugverschleiß bei der zirkularen Bearbeitung [Par-95]. Persson konnte durch Zirkularfräsen bessere Bearbeitungsergebnisse erzielen, als durch die Verwendung von Bohrern mit speziellen Geometrien („dagger“, „8-facet“) [Per-97a]. Einen besonderen Vorteil bietet das Zirkularfräsen für die Bearbeitung von Verbundwerkstoffen (CFK, Titan, Aluminium), da die Bearbeitung mit „Standard-Werkzeugen“ angepasst für die jeweiligen zerspannten Werkstoffe stattfinden kann. Die Vorteile der zirkularen Fräsbearbeitung wurden bspw. von Denkena, Jansen und Brinksmeier aufgezeigt [Den-03], [Jan-03], [Bri-05]. Denkena stellte später Betrachtungen zur unverformten Spangeometrie in Abhängigkeit der Vorschubparameter sowie den aus den Vorschüben resultierenden axialen Kraftkomponenten vor. Er schlug geringe axiale Zahnvorschübe zur Reduktion der Vorschubkraft und der daraus resultierenden Werkzeugbelastung vor, da dadurch die Herstellung von Bohrungen mit höheren geometrischen Genauigkeiten möglich sein sollte [Den-08a], [Den-08b].

Schlussfolgerung 2-10

Frässtrategien wie das Zirkularfräsen ermöglichen bei der Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe bessere Ergebnisse als sie durch reine einachsige Bohrungsbearbeitung, selbst mit speziellen Werkzeuggeometrien, möglich sind.

Schlussfolgerung 2-11

Zur Reduzierung der mechanischen Werkzeug- und damit Werkstückbelastung werden geringe Axialvorschübe pro Zahn vorgeschlagen, wodurch sich wiederum bessere Bearbeitungsergebnisse erzielen lassen.

2.2.5.3 Fräsen bei gezielter Richtung der Prozesskräfte

Zur Vermeidung von Bauteilschädigungen wird bei der Kantenbearbeitung faserverstärkter Platten unter anderem der Ansatz verfolgt, die Bearbeitungskräfte durch die Werkzeuggeometrie zum Zentrum des Werkstücks zu richten. Schon frühe Arbeiten beschrieben die damit erreichbaren Vorteile für die Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe. Speziell für die Bearbeitung aramidfaserverstärkter Werkstoffe ist eine solche Strategie durch bspw. alternierend gedrahte Werkzeuge sinnvoll, da dadurch die Fasern vorgespannt und somit besser getrennt werden können [Hoh-89], [Kön-86], [Rum-92]. Beim Außenkonturfräsen flächiger FVK-Bauteile können durch teilweise gegensinnig gedrahte Werkzeuge die Prozesskräfte an beiden Decklagen nach innen gerichtet werden, um somit Abplatzungen oder Delaminationen zu verhindern (vgl. Abbildung 2-7e, f) [Den-91].

Schlussfolgerung 2-12

Beim Fräsen der Außenkonturen heterogener Werkstoffe können durch gezieltes Richten der Prozesskräfte zur Werkstückmitte hin Schädigungen an den Decklagen vermindert werden.

2.2.6 Weitere Bearbeitungsverfahren

Neben dem mechanischen Bohren oder Fräsen existieren weitere Verfahren, die mehr oder weniger dazu geeignet sind, Bohrungen in Platten aus faserverstärkten Kunststoffen einzubringen: Schleifen, Wasserstrahlschneiden, Elektroerosion (EDM) sowie die Laserbearbeitung.

2.2.6.1 Schleifen

Das Schleifen spielt eine nur untergeordnete Rolle bei der Erzeugung von Durchbrüchen oder Bohrungen. Es wird in erster Linie als Nachbearbeitungsschritt zur Verbesserung der Oberflächengüte eingesetzt. Zum

Bohren existieren jedoch Arbeiten, bei denen gesinterte oder galvanisch belegte Schleifstifte verwendet wurden. Als Prozessstrategie sind sowohl einachsiges Bohren als auch das Schleifen entlang einer helixförmigen Vorschubbahn analog dem Zirkularfräsen anwendbar [Par-95]. Charakteristisch im Vergleich zur Bearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide sind höhere Schnittgeschwindigkeiten, kleinere Vorschübe und eine höhere thermische Belastung des Werkstücks, die durch geeignete Kühlstrategien kompensiert werden muss [Bie-08], [Bie-10].

2.2.6.2 Wasserstrahlschneiden

Neben der spanenden Bearbeitung wird das Schneiden mit (meist feststoffbeladenem) Hochdruckwasserstrahl oft zum Trennen von Composites eingesetzt und bietet enorme Vorteile gegenüber anderen Fertigungsverfahren. So findet die Bearbeitung ohne direkten Werkzeugverschleiß statt. Zudem ist es ein kalter Prozess, was besonders bei temperaturempfindlichen Werkstückmaterialien eine thermische Schädigung verhindert. Die Bearbeitung erfolgt außerdem staubfrei und die auftretenden Prozesskräfte sind deutlich geringer als bei mechanischer Bearbeitung, wodurch auch wenig formstabile Werkstoffe gut bearbeitet werden können. Bei härtesten Werkstoffen oder größeren Schnitttiefen werden dem Wasserstrahl abrasive Zusätze (z.B. Minerale: Granat, Olivin, Korund) beigemischt, wodurch die Schnittleistung erhöht werden kann. Arbeitsdrücke reichen heutzutage bis 400 MPa. Entwicklungstrends gehen darüber hinaus, bis zu Drücken von 600 MPa [Tri-05]. Nachteilig beim Trennen mit Hochdruckwasserstrahlen sind die Ablenkung des Wasserstrahls (vor allem bei dickeren Materialien), die Flüssigkeitsaufnahme einiger Kunststoffe, sowie die in der Regel sehr hohen Anlagen- und Wartungskosten, was durch den Zusatz abrasiver Medien noch verstärkt wird. Das am stärksten beanspruchte Bauteil ist die Fokussierdüse, für die sehr verschleißbeständige Materialien wie Saphir, Rubin oder Diamant verwendet werden.

Anwendungen sind hauptsächlich durch die Außenbearbeitung meist flächiger Bauteile oder die Fertigung von Aussparungen gegeben, wobei der Werkstoff über die gesamte Dicke getrennt wird. Bei geeigneter Prozesssteuerung sind jedoch auch Taschen mit definierter Tiefe oder 3D-Strukturen herstellbar [Cen-08]. Dafür ist jedoch eine genaue Kenntnis der Einflüsse aller Prozessparameter notwendig.

Bei durchgehenden Schnitten ist die Qualität der Schnittfuge nicht über die gesamte Materialdicke konstant. Der Hochdruckwasserstrahl verliert ab dem

Zeitpunkt des Austritts aus dem Schneidkopf kontinuierlich an Energie schon bevor er die Oberfläche des Werkstücks überhaupt erreicht. Die Geschwindigkeit nimmt leicht ab, der Strahldurchmesser nimmt leicht zu. Im Moment des Auftreffens auf die Oberfläche wird der Zusammenhalt des Materials dort lokal aufgehoben, und es kommt zum Herauslösen von Partikeln, welche mit dem Strahl weggespült werden. Mit zunehmender Schnitttiefe verliert der Wasserstrahl dabei weiter an Energie. In Abhängigkeit der Prozessparameter ergibt sich somit eine maximale Schnitttiefe, bei Erreichen derer der Werkstoff nicht mehr getrennt wird. Aufgrund dieser Vorgänge kann die Schnittfuge bei einem durchgehenden Schnitt in drei Bereiche unterteilt werden. Im Bereich des Eintritts des Strahls kommt es durch die sehr hohen Strahlenergien zu Stoßbelastungen, wodurch bei Composites Delaminationen hervorgerufen werden können. Der zweite Bereich im Zentrum des Materials weist in der Regel die beste Oberflächenrauheit und geringste Schädigung auf. Der dritte Bereich ist durch starke Abdrängung des Wasserstrahls, zunehmende Wandschräge und verstärkte Riefen- und Wellenbildung auf der Oberfläche charakterisiert [Ram-07], [Cen-08], [Sha-08]. Zudem kommt es durch die Druckabnahme über die Schnitttiefe und der damit verbundenen schlechteren Trennwirkung bevorzugt im Bereich des Austritts verstärkt zu Werkstückschädigungen wie Delamination [Kön-87].

Ziel für qualitativ hochwertige Schnittfugen mit geringer Rauheit sind daher tendenziell hohe Drücke, geringe Vorschubgeschwindigkeiten und geringe Abstände zwischen Düse und Werkstück [Sid-08]. Die Verwendung von abrasiven Zusätzen ist für Composites und andere Leichtbauwerkstoffe meist vorzuziehen, da die möglichen Vorschubgeschwindigkeiten deutlich höher und die Qualitäten der Schnittfugen deutlich besser sind [Kön-87]. Dabei sollte auch auf die Qualität und Stabilität der Zuführrate geachtet werden, da dies sonst zu schwankenden Bearbeitungsqualitäten führen kann [Kar-06].

2.2.6.3 Elektroerosion und Laserbearbeitung

Auch Verfahren wie Elektroerosion (EDM) oder Laserbearbeitung sind theoretisch für die Bearbeitung von Composites einsetzbar. EDM ist dabei verfahrensbedingt auf die Bearbeitung zumindest teilweise leitender Werkstoffe begrenzt. Im Bereich der faserverstärkten Kunststoffe sind das, aufgrund ihrer elektrischen Leitfähigkeit, lediglich durch Kohlenstofffasern verstärkte Kunststoffe. Der Nachweis der Bearbeitbarkeit von CFK wurde von Lau durchgeführt. Kritisch ist die thermische Belastung, besonders bei höheren Strömen, da die Oberfläche dann zum Verschmieren neigt [Lau-90]. Die maximale Bearbeitungsgeschwindigkeit ist somit begrenzt, da sie proportional

zur Abtragsrate und damit zur Stromstärke ist. Die Erodierbarkeit von CFK nimmt mit dem Anteil an Verstärkungsfasern zu. Park zeigte, dass CFK mit einem Verstärkungsanteil von nur 1 Gew.-% nicht erodierbar sind. Tendenziell muss die Arbeitsspannung erhöht werden, wenn der Anteil der Verstärkungsfasern abnimmt [Par-07].

Im Vergleich zu EDM ist die Laserbearbeitung deutlich schneller [Lau-91], [Lau-95]. Allgemein bietet die Laserbearbeitung eine Reihe Vorteile, die auch auf die Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe zutreffen. Zu nennen sind dabei besonders die Bearbeitung ohne Werkzeugverschleiß, verschwindend geringe mechanische Prozesskräfte und die Möglichkeit, nahezu alle Werkstoffe bearbeiten zu können. Nachteilig wirken, wie auch beim Wasserstrahlschneiden, die sehr hohen Anlagenkosten sowie die thermische Beeinflussung des Materials in der Umgebung der Wirkzone (Wärmeeinflusszone, engl. „heat affected zone“ HAZ). Anwendung findet die Laserablation neben der Herstellung von Taschen oder Oberflächenstrukturen vor allem bei der Konturbearbeitung, dem Laserbohren und dem Zuschnitt von Prepregs. Prepreg (engl. kurz für „preimpregnated fibers“) bezeichnet ein Halbzeug aus vorimprägnierten Fasern.

Mathew, Garcia und Davim untersuchten den Einfluss der Prozessparameter auf die HAZ bei der Laserbearbeitung von CFK- bzw. GFK-Platten [Mat-99b], [Gar-04], [Dav-08]. Sie wiesen nach, dass der Betrag der HAZ mit zunehmender Laserenergie, Pulsdauer, Pulsfrequenz und abnehmender Vorschubgeschwindigkeit steigt. Besonders bei kohlefaserverstärkten Kunststoffen ist die Ausprägung der HAZ von der Orientierung der Verstärkungsfasern abhängig. Die Wärme wird dabei entlang der Fasern schneller ins Bauteil abgeführt als senkrecht zur Faserorientierung. Herzog konnte einen linear abnehmenden Zusammenhang zwischen der Größe der HAZ und der Zugfestigkeit von bearbeiteten Proben zeigen. Die erreichten Festigkeiten durch Laser bearbeiteter Proben lagen unterhalb derer durch Wasserstrahlen oder Fräsen bearbeiteter Proben [Her-08]. Auch die Möglichkeit der selektiven Bearbeitung macht das Laserstrahlen zu einem interessanten Verfahren. Der Nachweis wurde bspw. für GFK [Man-96] und CFK [Jan-06b], [Den-07] erbracht, indem in einem Fügevorbereitungsschritt vor nachfolgendem Kleben die Fasern von Materialproben durch selektiven Abtrag der Matrix freigelegt wurden.

2.2.7 Fazit zur Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe

Aufgrund der heterogenen und anisotropen Materialzusammensetzung faserverstärkter Kunststoffe ergeben sich besondere bearbeitungstechnische

Herausforderungen. Eine Optimierung bedarf immer eines Kompromisses zwischen den unterschiedlichen Materialien. Eine wichtige Komponenten zur Beurteilung der Bearbeitungsqualität stellen bearbeitungsinduzierte Schädigungen dar, da sie die Performance der FVK-Bauteile negativ beeinflussen können (Schlussfolgerung 2-2).

Es werden neben der hauptsächlich mechanischen Bearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide auch Fertigungsverfahren mit geometrisch unbestimmter Schneide sowie abtragende Verfahren eingesetzt. Diese bieten jeweils besondere Vor- und Nachteile, es lässt sich jedoch zum jetzigen Stand kein Fertigungsverfahren identifizieren, das ein universelles Optimum hinsichtlich des Bearbeitungsergebnisses darstellt.

Vorhandene Ansätze zur Reduktion von bearbeitungsinduzierten Werkstückschädigungen beim mechanischen Bohren haben meist zum Ziel, die Bearbeitungskräfte zu reduzieren (Schlussfolgerung 2-6, Schlussfolgerung 2-7, Schlussfolgerung 2-8). Bei der Fräsbearbeitung von Außenkonturen werden allerdings auch schädigungsreduzierende Effekte durch gezielte Richtung der resultierenden Prozesskräfte ins Werkstückinnere durch die Werkzeugmakrogeometrie genutzt (Schlussfolgerung 2-12).

Eine gezielte Prozesskrafttrichtung, auch bei der mechanischen Bohrungsbearbeitung, unter kombinierter Betrachtung der Werkzeugmikrogeometrie und Werkzeugbewegung ist bisher nicht berichtet. Aufgrund der bisherigen Ausführungen verspricht dies jedoch ein hohes Potenzial bzgl. schädigungsarmer Bearbeitung zu bieten.

2.3 Einflussfaktoren auf die Zerspankräfte

Degner nennt 10 Haupteinflussfaktoren, die die Schnittkraft im Allgemeinen beeinflussen: Werkstoff, Vorschub bzw. Spanungsdicke, Schnitttiefe bzw. Spanungsbreite, Spanungsverhältnis, Spanwinkel, Einstellwinkel, Schnittgeschwindigkeit, Schneidstoff, Kühlung und Schmierung, Schneidenverschleiß [Deg-02]. Die Faktoren besitzen auch Einfluss auf andere Prozesskraftkomponenten wie bspw. die Passivkraft, wenn auch die Ausprägung anders ausfallen mag. Sie lassen sich wie in Abbildung 2-9 gezeigt, teilweise zu thematischen Gruppen zusammenfassen. Die weitere Diskussion erfolgt anhand dieser Gruppen, wo möglich mit direktem Fokus auf die Zerspaltung von faserverstärkten Kunststoffen, wo nötig mit Blick auf veröffentlichtes Wissen aus der Metallbearbeitung.

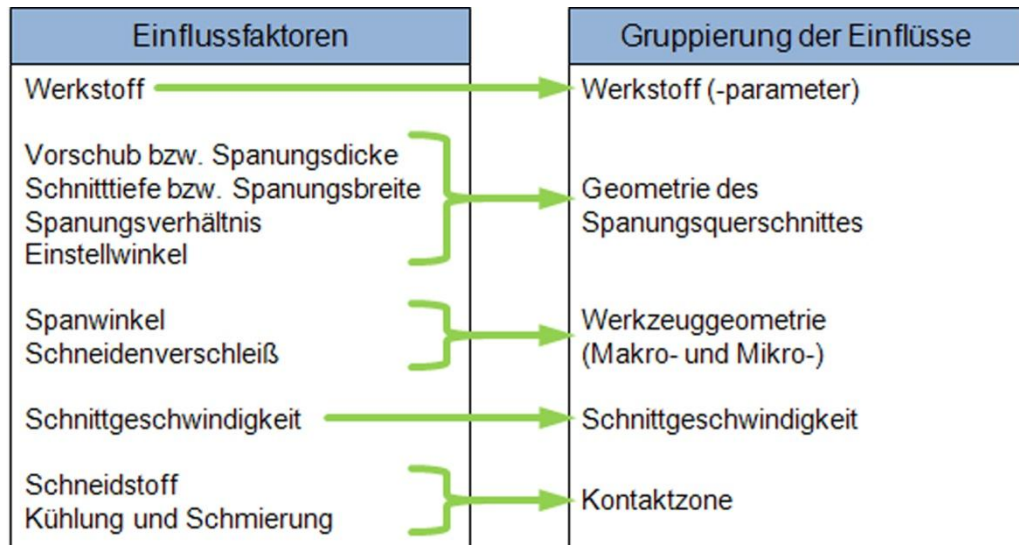


Abbildung 2-9: Aufstellung [nach Deg-02] und thematische Gruppierung der Haupteinflussfaktoren auf die Zerspankräfte

2.3.1 Werkstoffeinfluss

Dass der bearbeitete Werkstoff die Prozesskräfte maßgeblich beeinflusst ist naheliegend. Im Vergleich zur Zerspannung von bspw. Stahl liegen die Kräfte bei der FVK-Bearbeitung deutlich niedriger [Cha-06], da die Matrix eine vergleichsweise sehr geringe Festigkeit aufweist. Bezogen auf FVK wies Weinert dem Matrixwerkstoff eine höhere Signifikanz in Bezug auf die Prozesskräfte zu als den Fasern [Wei-02a], [Wei-02b]. Das thermoplastische Polyetheretherketon (PEEK), das bei erhöhten Temperaturen zum Plastifizieren neigt, verursacht bis zu vierfach höhere Schnittkräfte als eine Epoxidharzmatrix.

Neben der Matrix besitzen auch die Verstärkungsfasern einen starken Einfluss auf die Prozesskräfte. Der Punkt der Faserorientierung wurde in Abschnitt 2.2.3 schon diskutiert. Darüber hinaus ist hauptsächlich der Faseranteil relevant. Mit steigendem Anteil nehmen auch die Prozesskräfte zu. Am Beispiel von verstärktem Polyamid (PA66) wies Davim eine mit dem Verstärkungsanteil kontinuierliche Zunahme der Prozesskräfte nach [Dav-07b]. Auch mit der Art der Faser ändern sich die Bearbeitungskräfte und sogar die Spanungsmechanismen. König erläuterte dies für die im Vergleich zur Glas- und Kohlefaser stark unterschiedlichen Trennmechanismen der Aramidfaser [Kön-91].

Schlussfolgerung 2-13

Es bleibt festzuhalten, dass im Vergleich zu homogenen Werkstoffen, die Bearbeitungskräfte bei heterogenen Composites von einer Vielzahl weiterer Parameter beeinflusst werden. Eine Übertragbarkeit von Ergebnissen zwischen Werkstoffen ist daher nur in begrenztem Maße möglich.

2.3.2 Einfluss der Geometrie des Spanungsquerschnitts

Der deutliche Einfluss des Spanungsquerschnitts A_{Span} auf die Beträge der Prozesskräfte ist besonders einfach an den Untersuchungen zum Bohren festzumachen, wonach die Vorschubkraft F_f proportional mit dem Vorschub (und damit A_{Span}) steigt. Ähnlich verhält es sich mit der Zunahme der Schnittkraft F_c unter Erhöhung des Vorschubs (z.B. [Hoc-93], [Son-04], [Kha-10a]) sowie der Passivkraft [Bie-08].

Prinzipiell werden auch geringe Vorschübe zur Reduktion der Vorschubkraft und der Werkstückschädigung beim Bohren empfohlen (z.B. [Hoc-90], [Dur-10]). Hierbei muss jedoch beachtet werden, welchen Effekt dies auf die Geometrie des Spanungsquerschnitts hat: Geringe Vorschübe führen (im Falle des Bohrens) zu einer geringen Spanungsdicke h bei gleichzeitig unveränderter Spannungsbreite b , die primär vom Werkzeugdurchmesser bestimmt wird. Betrachtet man nun Untersuchungen aus der Metallzerspanung zum Einfluss dieser beiden Parameter, so wurde für die Modellierung der Schnittkraft nach Kronenberg zunächst nicht zwischen b und h unterschieden. Das Produkt aus beiden wurde in einem Potenzansatz zur Berechnung der Schnittkraft verwendet [Kro-27]. Später konnten Kienzle und Victor jedoch zeigen, dass der Einfluss der Spanungsdicke den der Spannungsbreite bei weitem übertrifft. Die daraus entwickelte Schnittkraftformel beinhaltet h mit Potenzcharakter, b dagegen nur linear [Kie-52], [Kie-54], [Vic-56]. Dies bedeutet auch, dass sich die spezifische Schnittkraft bei abnehmender Spanungsdicke entsprechend einem Potenzgesetz erhöht und dass gleiche Spanungsquerschnitte ($b \cdot h$) nicht auch gleiche Schnittkräfte verursachen. Darüber hinaus wird bspw. durch eine Werkzeugneigung zur Schnittrichtung oder das Vorhandensein eines signifikanten Eckenradius die Form des Spanungsquerschnitts verändert (gegenüber idealem Rechteck), was auch bei gleicher Spanungsfläche zu variierenden Schnitt-, Passiv- und Vorschubkräften führt [Köh-10].

Schlussfolgerung 2-14

Der Spanungsquerschnitt beeinflusst die Prozesskräfte maßgeblich, wobei die Kräfte mit zunehmendem Spanungsquerschnitt kontinuierlich ansteigen. Die Spanungsdicke weist im Vergleich zur Spannungsbreite einen deutlich stärkeren Einfluss auf die Prozesskräfte auf.

2.3.3 Einfluss der Werkzeuggeometrie

Dass die Werkzeugmakrogeometrie signifikanten Einfluss auf die Prozesskräfte und das Bearbeitungsergebnis hat, ist im Abschnitt 2.2.4.2 unter dem Punkt „Spezielle Werkzeuggeometrien“ ausführlich belegt. Prinzipiell sinken die Bearbeitungskräfte mit sinkendem Keilwinkel der Werkzeuge, d.h. bei großem Frei- und Spanwinkel. Darüber hinaus muss jedoch auch die Mikrogeometrie der Zerspanwerkzeuge berücksichtigt werden. Dies gilt besonders unter Berücksichtigung des Verschleißeinflusses (Schlussfolgerung 2-5).

Prinzipiell gilt für die FVK-Bearbeitung die Forderung nach einer möglichst scharfen Werkzeugschneide, da dies die Bearbeitungsqualitäten verbessert und die Prozesskräfte senkt [Kie-98]. Bedenkt man, dass sich gemäß Faraz Werkzeugverschleiß bei der FVK-Bearbeitung meist durch Vergrößerung der Schneidkantenverrundung ausdrückt [Far-09a], so bekommt die Analyse des Schneidkantenradius r_β eine offensichtliche Bedeutung. Besonders bei der Bearbeitung mit geringen Spannungsdicken, wie es bspw. in der Mikrozerspannung der Fall ist, sorgt die (unvermeidliche) Verrundung der Schneidkante für einen effektiv negativen Spanwinkel und somit für sehr hohe spezifische Prozesskräfte [Kah-08], [Kot-08]. Der Einfluss der Schneidenverrundung wurde von Kotschenreuther und Fleischer et al. später durch die Erweiterung der Kienzle-Schnittkraftformel um einen experimentell ermittelten, radiusabhängigen Faktor abgebildet [Kot-08], [Fle-09]. In ähnlicher Weise nahmen Deuchert et al. neben der Spannungsdicke h auch das dimensionslose Verhältnis r_β/h („relative Schärfe“) in die Schnittkraftformel auf [Deu-08]. Eine Beeinflussung von Schnitt- und Passivkraft durch r_β wurde von Nayak auch für FVK bei der Zerspannung von UD-GFK-Proben im Orthogonalschnitt bestätigt, besonders wenn die Spannungsdicke nicht viel größer als r_β ist [Nay-05a].

Ein weiterer interessanter Aspekt ist die Änderung der Verhältnisse der Zerspankraftkomponenten in Abhängigkeit der Änderung der Werkzeugmikrogeometrie. Lee verwendete bspw. die Änderung verschiedener Kraftkomponentenverhältnisse (z.B. F_f/F_c) zur verschleißbetrachtenden Prozesskontrolle bei der Drehbearbeitung von Stahl und Aluminium [Lee-98].

Schlussfolgerung 2-15

Es besteht ein signifikanter Einfluss des Schneidkantenradius auf die Zerspankräfte auch über Grenzen der Metallzerspannung hinaus. Die Bearbeitungskräfte steigen mit zunehmendem Radius r_β an. Zudem ändert sich mit der Gestalt der Werkzeugmikrogeometrie auch die Richtung der resultierenden Zerspankraft.

2.3.4 Einfluss der Schnittgeschwindigkeit

Anders als bei der Zerspaltung metallischer Werkstoffe ist der Schnittgeschwindigkeitseinfluss bei der FVK-Zerspaltung begrenzt. Zwar weisen besonders Composites mit thermoplastischer Matrix mit steigender Temperatur eine Entfestigung auf, dieser Effekt drückt sich aber nicht in positiver Weise in den Zerspankräften aus. Da besonders thermoplastische Werkstoffe wie zuvor beschrieben zum Verschmieren neigen, ist eine höhere Prozessstemperatur, wie sie bei Bearbeitung mit höheren Geschwindigkeiten auftritt, sogar zu vermeiden.

Nach Rahman gibt es auch beim Fräsen von CFK mit thermoplastischer Matrix (Polyetheretherketon PEEK) einen Einfluss der Schnittgeschwindigkeit. Dieser ist jedoch lediglich bei Schnittgeschwindigkeiten kleiner 50 m/min nachweisbar, im Bereich darüber bleiben die Kräfte nahezu konstant. Deutlich kritischer ist hier die Steigerung der Prozessstemperaturen von ca. 100 °C auf über 240 °C bei einer Steigerung der Schnittgeschwindigkeit von 25 auf 200 m/min. Sarma schlug ebenfalls höhere Schnittgeschwindigkeiten für eine Prozesskraftsenkung vor [Sar-08]. Dem gegenüber ermittelte Khashaba bei der Untersuchung des Verschleißeinflusses auf die Vorschubkraft beim Bohren von GFK-Proben eine deutliche Steigerung von F_f mit v_c bei stark verschlissenenem Werkzeug, während bei unbenutzten Bohrwerkzeugen kein Einfluss nachweisbar war [Kha-10b].

Im Vergleich zum Spanungsquerschnitt oder der Werkzeuggeometrie ist der Schnittgeschwindigkeitseinfluss auf die Zerspankräfte sehr gering. Beispielsweise wiesen das Hocheng beim Bohren von CFK-Werkstoffen (diverse Matrixwerkstoffe) [Hoc-93], Mayer beim Bohren von hochgefüllten (70 vol.-%) GFK- und CFK-Proben (Epoxidharz) [May-03a] sowie Biermann bei der Bearbeitung von CFK (Epoxidharz) mit Schleifstiften nach [Bie-08].

Allerdings kommt der Schnittgeschwindigkeit ein zumindest indirekter Einfluss auf die Prozesskräfte zu: Bei der Bearbeitung von glasfaserverstärkten Kunststoffen steigt der Verschleiß (anders als bei CFK) mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit an. Dies wiederum führt dann durch die geänderte Werkzeugmikrogeometrie zu erhöhten Prozesskräften [Lin-99], [May-03a].

Schlussfolgerung 2-16

Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Prozesskräfte gilt bei der Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe als gering. Lediglich bei geringen Schnittgeschwindigkeiten sinken die Prozesskräfte mit Erhöhung der Geschwindigkeit, wohingegen bei hohem Werkzeugverschleiß ein gegenteiliger Effekt auftreten kann.

2.3.5 Einfluss der Kontaktzone

Unter dem Überbegriff der Kontaktzone und deren Einfluss auf die Zerspankräfte wird im Folgenden der direkte Reibkontakt verstanden, der sich aus der Kombination von Schneid- und Werkstoff, sowie einem eventuell verwendeten Schmierstoff ergibt. Was den Schneidstoff betrifft, so werden für die FVK-Bearbeitung, wie in der konventionellen Zerspanung, technische Beschichtungen auf Werkzeuge aufgebracht, um damit die thermische und mechanische Widerstandsfähigkeit des Schneidstoffs zu erhöhen (z.B. [Dan-10], [Ili-10]) und die Reibung zu reduzieren. Auf diese Art werden die Prozesskräfte in jedem Fall indirekt beeinflusst, indem sie durch das längere Beibehalten der Werkzeugmikrogeometrie nicht verschleißbedingt, z.B. durch Vergrößerung der Schneidkantenverrundung, anwachsen. Auch eine direkte Beeinflussung kann unter Umständen erfolgen. So berichtete bspw. Heisel von einer Senkung der Vorschubkraft um 40% beim Bohren in CFK-Laminat mit titanbeschichtetem Keramikbohrer gegenüber einem unbeschichteten Werkzeug [Hei-10a]. Dem gegenüber ermittelte Murphy eher leicht erhöhte Prozesskräfte beim CFK-Bohren durch DLC- (Diamond Like Carbon) oder TiN-Beschichtungen (Titanitrid) [Mur-02]. Dies lässt sich durch die, wenn auch im Falle sehr dünner Schichten nur geringfügige, Vergrößerung des Schneidkantenradius durch die Beschichtung erklären.

Ein weiterer Aspekt, den es speziell bei der FVK-Zerspanung zu beachten gilt, ist, dass die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück stark von der Faserorientierung abhängt. Bei UD-GFK-Laminaten wurde von Nayak eine Steigerung des Reibungsbeiwerts um den Faktor drei bei Variation des Faserorientierungswinkels von 0° bis 90° ermittelt [Nay-05b]. Dies beeinflusst die Zerspankräfte direkt.

Der Einsatz unterstützender Schmierstoffe wurde bislang in der Bearbeitung von FVK nur vereinzelt behandelt. Meist erfolgt die Bearbeitung trocken. Als problematisch gelten, je nach bearbeitetem Faser- und Matrixwerkstoff, eventuelle Degradationen der Materialeigenschaften durch den Schmierstoff oder die Einlagerung von Schmierstoff von der Schnittfläche aus [Kön-91]. Daher wird Schmierstoff meist nur in Form einer Minimalmengenschmierung (MMS) eingesetzt. Die dabei erzielten Ergebnisse sind durchaus unterschiedlich. Wack beschrieb eine leichte Verbesserung des Bearbeitungsergebnisses durch MMS beim Bohren von CFK, bei jedoch nahezu unveränderten Vorschubkräften [Wac-08]. Die Untersuchungen von Koch zeigten, dass im Test von drei verschiedenen Schmierstoffen die Vorschubkräfte beim CFK-Bohren bei zwei von drei Fällen gegenüber der Trockenbearbeitung sogar anstiegen [Koc-07]. In

jedem Fall kann durch den Einsatz eines (Kühl-)Schmierstoffs die Prozesstemperatur reduziert werden, was den Werkzeugverschleiß meist direkt verringert und somit einmal mehr indirekten Einfluss auf die Prozesskräfte hat [Wei-04].

Schlussfolgerung 2-17

Der Einfluss von Beschichtungen oder Schmiermitteln auf die Zerspankräfte ist zwar gegeben, kann jedoch nicht allgemeingültig beschrieben werden. Indirekt wirken jedoch sowohl Werkzeugbeschichtung und Schmierstoff in der Regel verschleißsenkend und somit prozesskraftstabilisierend.

2.3.6 Fazit zu Einflüssen auf die Zerspankraft

Wie gezeigt, werden Zerspankräfte von verschiedensten Parametern mehr oder weniger stark beeinflusst. Neben dem zerspannten Werkstoff selbst (Schlussfolgerung 2-13) und, im Falle von Composites mit gerichteten Fasern, der Faserorientierung, sind es insbesondere geometrische Größen, die die Schnitt- und Passivkräfte ändern. Der Spannungsquerschnitt und im Besonderen die Spannungsdicke (Schlussfolgerung 2-14), sowohl die Werkzeugmakrogeometrie sowie die Mikrogestalt der Werkzeugschneide besitzen hohe Signifikanz für die Beträge und Wirkrichtung der resultierenden Gesamtkräfte (Schlussfolgerung 2-15). Diese beschriebenen Einflussgrößen bieten eine gewisse Übertragbarkeit, indem sie für unterschiedlichste Werkstoffe dieselben Effekte in Zu- oder Abnahme der Prozesskräfte hervorrufen.

Dem gegenüber besitzt die Schnittgeschwindigkeit eine meist untergeordnete Relevanz und beeinflusst die Kraftkomponenten nur wenig. Einige Versuchsergebnisse weisen jedoch im unteren Schnittgeschwindigkeitsbereich eine Abnahme der Schnittkraft bei zunehmender Schnittgeschwindigkeit nach, so dass der generelle Einfluss im Einzelfall überprüft werden muss (Schlussfolgerung 2-16). Auch für die (Reib-) Bedingungen in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück kann keine allgemein gültige Aussage bzgl. der Wirkung auf die Zerspankräfte getroffen werden. Zwar wirkt eine Reibungsreduktion kraftsenkend, im Falle von eingesetzten Schmierstoffen kann sich jedoch der gegenteilige Effekt einstellen.

2.4 Zerspankraftmodelle

Zur Prognose von Zerspankräften bzw. deren Einzelkomponenten lassen sich die möglichen Ansätze prinzipiell in analytische, semiempirische, empirische und numerische Modelle unterteilen. Analytische Modelle, wie sie aus der Metallzerspanung bekannt sind, basieren in der Regel auf grundlegenden Überlegungen der Plastomechanik zur Spannbildung. Experimentell gewonnene thermomechanische Kennwerte der untersuchten Werkstoffe stellen hierfür die Basis dar [Jiv-08]. Anwendungen analytischer Modelle für die Zerspannung faserverstärkter Kunststoffe sind bislang aufgrund der mehrphasigen komplexen Materialzusammensetzung nicht berichtet. Ähnliches gilt für semi-empirische Modelle, die experimentell ermittelte Zusammenhänge um grundlegende physikalische Kenngrößen erweitern. Auch hier mangelt es zum jetzigen Zeitpunkt noch an Möglichkeiten, diese effektiv für die Werkstoffgruppe der faserverstärkten Kunststoffe einsetzbar zu machen.

Relevanz bzgl. FVK-Zerspannung besitzen zum gegenwärtigen Zeitpunkt lediglich empirische Modelle, die rein auf experimentellen Untersuchungen beruhen sowie in eingeschränktem (Material-)Umfang numerische FEM-Simulationen. Empirische Modelle sind dabei von sich aus in relativ engem Maße an die untersuchten Versuchsparameter und den Versuchswerkstoff geknüpft. Die Übertragbarkeit über den untersuchten Parameterbereich hinaus ist nicht ohne weiteres gesichert. Die Beschreibung der Ergebnisse erfolgt in der Regel durch Regressionsfunktionen.

Numerische Modelle auf Basis von FEM-Simulationen sind – bei ausreichend genauen Eingangsgrößen – deutlich generischer. Sie sind in der Lage durch klar bestimmte Beschreibungen des Materialverhaltens Ergebnisse zu generieren, die auf Basis von Prozessmechanismen eine Übertragbarkeit gewährleisten. Die Materialmodelle müssen jedoch alle relevanten Prozess-, Werkzeug- und Materialparameter berücksichtigen (z.B. Fließspannung als Funktion von Dehnung, Dehnrage, Temperatur...) und sind selbst dann nicht absolut. So kann es bspw. selbst bei Modellen für denselben Werkstoff, die von verschiedenen Forschern bestimmt wurden, zu Unterschieden und damit Ergebnisabweichungen kommen [Mey-05], [Shi-04]. Betrachtet man noch die Tatsache, dass im Falle faserverstärkter Kunststoffe der Urformprozess oder die Lagerbedingungen eine entscheidende Rolle für die Materialqualität spielen, so müssten diese für eine wirklich genaue Abbildung der Realität mit simuliert werden.

Der Großteil der berichteten ausführlichen experimentellen Untersuchungen sowie der FEM-Simulationen wurde, besonders für den Fall der Zerspaltung von FVK, im Orthogonalschnitt durchgeführt. Dies ist auf drei Gründe zurückzuführen. Zum einen bietet der Orthogonalschnitt konstante Eingriffsbedingungen und damit die Möglichkeit, die Einflüsse einzelner Parameter gezielt zu untersuchen. Prozesskraftschwankungen im Experiment können somit über einen längeren Beobachtungszeitraum ausgemittelt werden. Der Vergleich von Orthogonalschnitt und Fräsen ist schematisch in Abbildung 2-10 skizziert.

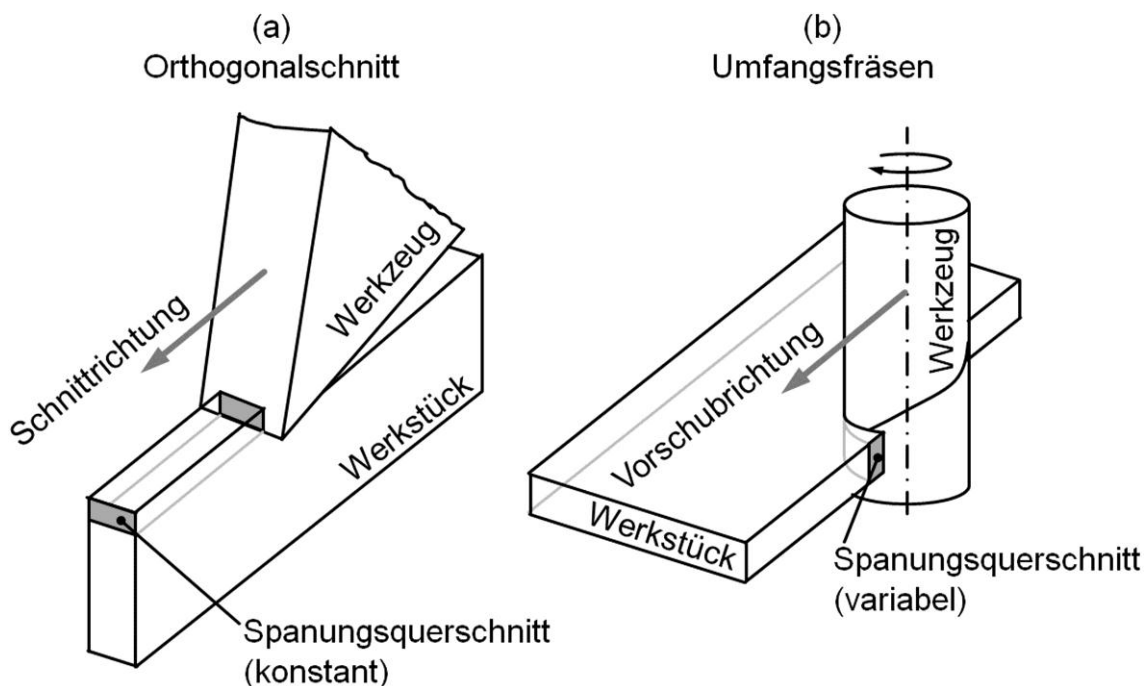


Abbildung 2-10: Schematischer Vergleich der Spanungsquerschnitte beim Orthogonalschnitt (konstant) und Umfangsfräsen (variabel mit Werkzeugrotation)

Der Spanungsquerschnitt (primär die Spanungsdicke h) variiert beim Fräsen kontinuierlich über den Werkzeugeingriff. Je nach Werkzeugdrehrichtung und Vorschubrichtung (Gleich- oder Gegenlaufräsen), vom maximalen Spanungsquerschnitt zum minimalen oder umgekehrt. Die experimentelle Bestimmung der Prozesskräfte ist ungleich schwerer, bedarf deutlich höherer Abstraten der Kraftsignale und in der Regel nachfolgender Umrechnung der in den Raumachsen gemessenen Signale auf die im Werkzeugkoordinatensystem wirkenden Prozesskräfte.

Der zweite Grund für die häufige Verwendung von Experimenten im Orthogonalschnitt zur Ermittlung grundlegender Zusammenhänge und Einflussgrößen auf die Spanbildung liegt in der Natur der FVK begründet.

Composites mit geordneter Faserstruktur (uni- oder multidirektional) lassen den Einfluss der Faserorientierung effektiv nur durch den Schnitt unter konstantem Winkel zur Faser bei konstanter Spannungsdicke untersuchen. Dass zudem FVK in den meisten Fällen in flächigen Bauteilen zum Einsatz kommen, unterstützt ebenfalls den für den Orthogonalschnitt einfachen Versuchsaufbau.

Der dritte Grund für den Orthogonalschnitt kommt aus der hohen Ähnlichkeit zu den bei FEM-Spanbildungssimulationen meist verwendeten 2D-Modellierungen. Experimentell ermittelte Daten lassen sich somit direkt mit Simulationsergebnissen vergleichen. Aufgrund der notwendigen hohen geometrischen und zeitlichen Modellauflösungen sind 3D-Zerspansimulationen für mehrphasige faserverstärkte Composites bisher nicht berichtet.

Im Rahmen dieser Arbeit liegt der Fokus auf der Bestimmung und der mathematischen Beschreibung (Modellbildung) der relevanten Einflussparameter auf die Zerspankräfte, sowie auf der Implementierung dieser Modelle für komplexe mehrachsige Fräsoperationen. Daher wird im Folgenden zunächst der Stand der Technik für FVK-Bearbeitung im Orthogonalschnitt beschrieben. Anschließend erfolgt in Abschnitt 2.4.2 die Darstellung bisheriger Ansätze zur Übertragung der Schnittkraftmodelle auf den räumlichen Anwendungsfall bei variierenden Spannungsgeometrien.

2.4.1 Orthogonalschnitt

Die Untersuchungen der Zerspanungseinflüsse bei faserverstärkten Kunststoffen gehen auf Koplev zurück. Er berichtete von Spanbildungsmechanismen unter Variation des Faserorientierungswinkels bei UD-CFK-Laminaten (0° und 90°). Zudem wurden Schnitt- und Passivkraft unter zusätzlicher Variation von Werkzeugfrei- und Werkzeugspanwinkel (α bzw. γ) gemessen. Maximale Schnittkräfte wurden beim Schnitt senkrecht zur Faser ($\psi=90^\circ$) ermittelt [Kop-83]. In ähnlicher Weise wurden später Untersuchungen von verschiedenen Forschern an meist unidirektional verstärkten GFK- [Nay-05a] und CFK-Proben [Wan-95a], [Aro-96], [Wan-03] durchgeführt, wobei der Faserorientierungs- und die Werkzeugwinkel in feineren Stufen variiert wurden. Untersuchungen an MD-CFK-Laminaten ($45^\circ/-45^\circ/0^\circ/90^\circ$) wurden von Wang durchgeführt, wobei der Fokus dabei auf dem Einfluss der Werkzeugwinkel auf Schnitt- und Passivkraft lag [Wan-95b]. Es muss an dieser Stelle bemerkt werden, dass die betrachteten Schnittgeschwindigkeiten bis auf die Arbeit von Koplev (14-90 m/min) [Kop-83] bei maximal 14 m/min, bei Nayak und Wang sogar nur bei 0,5 m/min [Nay-05a] bzw. 1 m/min [Wan-03] lagen, was den verwendeten Versuchsmaschinen geschuldet war.

Die experimentellen Arbeiten im Orthogonalschnitt an UD-Laminaten (CFK und GFK) konnten auch durch FEM-Simulationen abgebildet werden. Nayak zeigte im direkten Vergleich seiner experimentellen Daten mit zwei verschiedenen FE-Modellierungen, dass sowohl Schnitt- als auch Passivkraft gut durch ein Zweiphasenmodell (als „micro model“ bezeichnet) prognostiziert werden können. Dabei werden Faser und Matrix separat modelliert. Wird im Gegensatz dazu eine homogenisierte einphasige Modellierung (als „macro model“ bezeichnet) gewählt, weisen die Passivkräfte deutliche Abweichungen zwischen Experiment und Simulation auf, während für die Schnittkraft noch immer eine gute Korrelation zwischen Versuch und Experiment ermittelt wurde [Nay-05b]. Dies stimmt mit den Aussagen von Mkaddem und Venu Gopala Rao überein, wonach für genaue Prognosen der Zerspankräfte eine zweiphasige („micro“-) Modellierung notwendig ist [Mka-08], [Ven-09]. In weiteren Arbeiten verschiedener Forscher konnten durch FEM-Simulationen Trends und Zusammenhänge der Zerspankraftkomponenten mit Prozess- und Werkzeugparametern nachgewiesen werden, die im Einklang mit denen in Kapitel 2.3 beschriebene Einflussgrößen stehen [Ven-07a], [Ven-07b], [San-10]. Die Untersuchungen beschränken sich jedoch ausschließlich auf UD-Laminat und die wie im experimentellen Fall geringen Schnittgeschwindigkeiten.

Schlussfolgerung 2-18

Experimentelle Untersuchungen im Orthogonalschnitt bieten besonders im Fall der Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe eine gute Möglichkeit, eine Vielzahl von Parametern zu variieren und die resultierenden Prozesskräfte zuverlässig unter Minimierung von Störeinflüssen messen zu können.

Schlussfolgerung 2-19

Spanbildungssimulationen der mechanischen Bearbeitung von FVK sind im 2D-Fall für unidirektional verstärkte Werkstoffe mehrfach berichtet. Dabei ist eine zweiphasige Modellierung des Werkstückmaterials zwingend notwendig um zuverlässige Aussagen über die resultierenden Prozesskräfte machen zu können.

2.4.2 Übertragung der Zerspankraftmodelle auf Fräsprozesse

2.4.2.1 Beschreibung der Ansätze

Bei der Bestimmung von Zerspankräften beim Fräsen lassen sich erneut empirische, analytische und numerische Ansätze unterscheiden. Im Falle der FVK-Bearbeitung fällt den analytischen Kraftmodellen keine Bedeutung zu. Auch von numerischen Ansätzen wurde im 3D-Fall, wohl aufgrund der hohen

Anforderungen an Rechnerkapazitäten, noch nicht berichtet. Aufgrund der Prozesskomplexität des Fräsens im Vergleich zum Orthogonalschnitt hat sich mehrheitlich eine als mechanistischer Ansatz (engl. „mechanistic“) bezeichnete Vorgehensweise etabliert. Diese Vorgehensweise kombiniert geometrische Eingriffsbedingungen mit meist experimentell ermittelten Kraftkoeffizienten, welche die Werkzeug-Werkstück-Paarung beschreiben [Gon-10]. Die prinzipielle Annahme verbindet einfach gesagt die prozessvariable Berechnung des unverformten Spanungsquerschnitts, wie sie Martelloti beschrieb [Mar-41], unter axialer Aufteilung des Fräswerkzeugs in Scheibensegmente [Kli-82] mit Prozesskraftmodellen jeglicher Art, meist jedoch empirisch ermittelter [Ade-10]. Für jedes dieser Scheibensegmente können auf diese Art die resultierenden Kräfte und unter Addition aller Segmentkräfte die Gesamtbelastungen für das Werkstück bestimmt werden. Eine schematische Darstellung der Aufteilung am Werkzeug für die mechanistische Modellbildung ist in Abbildung 2-11 gezeigt.

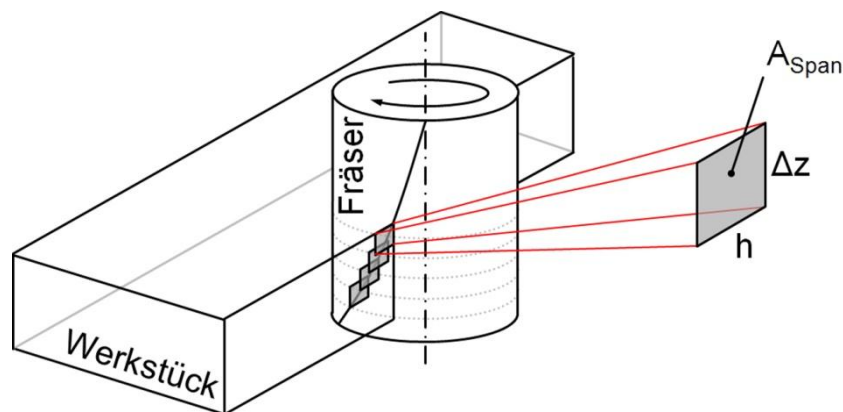


Abbildung 2-11: Schematische Darstellung der scheibenweisen Aufteilung des gesamten Spanungsquerschnitts am Werkzeug als Basis der mechanistischen Prozesskraftbestimmung beim Fräsen

Ungemach und Surmann kombinierten in dieser Art bspw. die Bestimmung der Spanungsdicke mit Schnittkraftmodellen nach Kienzle [Sur-06], [Ung-08]. Kalla nutzte polynomische multiple Regressionen sowie künstliche neuronale Netzwerke zur Beschreibung der Zusammenhänge von im Orthogonalschnitt experimentell variierten Werkzeug- und Prozessparametern und zur Modellbildung. Er ermittelte diese speziell für die Bearbeitung von orientierten CFK-Werkstoffen und unter Betrachtung gewendelter Fräswerkzeuge [Kal-08], [Kal-10].

Schlussfolgerung 2-20

Mit Hilfe mechanistischer Modellierungen lassen sich (im Orthogonalschnitt ermittelte) allgemeine Prozesskraftmodelle auf komplexe Werkzeugbewegungen und variierende Eingriffsbedingungen übertragen und zur Bestimmung der Prozesskräfte beim Fräsen nutzen.

2.4.2.2 Bestimmung der Spannungsdicke

Eine essentielle Notwendigkeit für mechanistische Prozesskraftmodelle besteht in einer möglichst genauen Bestimmung der gegenwärtigen Spannungsdicke bzw. des gegenwärtigen Spannungsquerschnitts, da dieses die Basis für die Bestimmung der Prozesskräfte bildet. Für nachvollziehbare, in ihrer Komplexität beherrschbare Werkzeugbewegungen und die daraus resultierenden Spannungsquerschnitte lassen sich analytische Berechnungen heranziehen. Auf diese Art sind sehr genaue theoretische Überlegungen zur Werkzeugbewegung und zur resultierenden Spannungsgeometrie möglich. Vereinfachte Annahmen des Fräsens beschreiben die Bewegung der Werkzeugschneide als Kreisbahn. Dies stimmt allerdings nur näherungsweise, da die Vorschubbewegung hier vernachlässigt ist. In Realität beschreibt ein Punkt am Umfang des Fräasers die Bahn einer Trochoiden [Mar-41], [Mar-45]. Aktuelle Forschungsarbeiten beschäftigen sich in weitaus größerem Detail mit der realen Werkzeugbahn, die durch Einbeziehung von Interpolationsarten der Werkzeugmaschinensteuerung und den daraus resultierenden Interpolationsfehlern, die wirklichen (theoretischen) Eingriffsbedingungen an der Werkzeugschneide berechnen [Li-01], [Saï-08], [Wei-10]. Auch Prozessstrategien wie das Zirkularfräsen lassen sich analytisch und nur auf Basis der Werkzeug- und Prozessparameter beschreiben [Den-08a], [Bri-08]. Auf Basis rein analytischer Betrachtung der Eingriffsbedingungen sind geschlossene Formulierungen (bei bisher maximal 3 interpolierenden Werkzeugachsen) von Prozesskraftbetrachtungen beim Fräsen möglich [Bha-10].

Stellt sich die Frage nach komplexeren Werkzeugbewegungen und Eingriffsbedingungen, wie es bspw. beim Fünffachsfräsen der Fall ist, kommt numerischen Ansätzen vermehrt Bedeutung zu. Auch wenn zuvor zerspante Materialvolumina berücksichtigt werden müssen, sind numerische Bestimmungsansätze der Spangeometrie deutlich flexibler und einfacher einzusetzen. Der einfachste Ansatz besteht in der Nutzung von voxel-basierter Werkstückmodellierung. Der Begriff „Voxel“ ist eine Wortkomposition aus den englischen Begriffen „volumetric“ und „pixel“. Dabei wird das Werkstück aus diskreten Quaderelementen aufgebaut, die in Abhängigkeit der

Werkzeugbewegung entfernt werden, bzw. einen anderen Wert annehmen [Fol-95]. Dieser Ansatz ist zwar speicherintensiv, da der Speicherbedarf kubisch mit der linearen Elementanzahl steigt, auf der anderen Seite jedoch einfach zu implementieren. Die Anwendung zur Beschreibung von fünfsichtigen Fräsprozessen erfolgte bereits und wird bspw. zur Visualisierung des Bearbeitungsergebnisses angewandt [Hou-03].

Ein Ansatz, der mit deutlich geringerem Speicherbedarf auskommt, ist das sog. Dixel-Format, bei der das Werkstück aus parallelen Strahlen aufgebaut ist, die je nach programmierter Bedingung (Materialschnitt) in ihrer Länge reduziert werden um das zerspannte Materialvolumen abzubilden [Hoo-86]. In Anlehnung an den Begriff „Voxel“, ist „Dixel“ eine Wortkomposition aus den englischen Begriffen „depth“ und „element“. Diese Darstellung besitzt in Richtung der Strahlen eine sehr hohe Genauigkeit [Wei-03], senkrecht dazu ist sie jedoch diskretisiert wie Voxel-Modelle. Durch Kreuzung dreier Dixel-Strahlenebenen unter jeweils 90° lässt sich die Genauigkeit und Qualität dieser Berechnungsform nochmals steigern [Zab-05], [Dam-06], [Ung-08].

Eine weitere Möglichkeit, kleinere Teilbereiche hochgenau abzubilden, besteht in der konstruktiven Festkörpergeometrie (engl. Constructive Solid Geometry CSG), bei der das zu modellierende Volumen durch Addition und Subtraktion einfacher geometrischer Elemente gebildet wird. So lassen sich bspw. schwingungsinduzierte charakteristische Bearbeitungsriefen in gefrästen Oberflächen abbilden [Sur-06], [Ung-08]. Auch die Modellierung der Werkzeuggeometrie wird oft durch CSG realisiert [Wei-03], wobei hierbei die Werkzeugbewegung diskretisiert, in der Regel durch eine Aneinanderreihung von Kreisbewegungen (jeweils eine Werkzeugrotation), angenähert wird.

Schlussfolgerung 2-21

Zur Bestimmung der gegenwärtigen Spanungsgeometrie lassen sich im Falle von bekannter und in ihrer Komplexität eingeschränkter Werkzeugbewegung analytische Berechnungen nutzen. Im Falle viel- oder mehrachsiger Werkzeugbewegungen sowie bei Berücksichtigung zuvor zerspanter Werkstückvolumina, stellen numerische Verfahren zur Volumenmodellierung (voxel- oder dixelbasiert) die vorteilhaftere Alternative dar.

2.4.3 Fazit zu den Zerspankraftmodellen

Zur Beschreibung prinzipieller Zusammenhänge bei der Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe und den Einflussgrößen auf die Zerspankraftkomponenten werden in den meisten Fällen experimentelle Daten im Orthogonalschnitt ermittelt und in Form von empirischen Modellen beschrieben (Schlussfolgerung 2-18). Aktuelle Forschungsarbeiten zeigen jedoch auch, dass numerische FEM-Simulationen die Zusammenhänge bei zweiphasiger Werkstückmodellierung abbilden und somit ergänzend zur rein experimentellen Vorgehensweise wirken können. Dies ist bislang jedoch nur für den zweidimensionalen Bearbeitungsfall erfolgt (Schlussfolgerung 2-19).

Um die Zerspankraftmodelle sinnvoll auf den 3D-Fall zu übertragen, bieten sich mechanistische Ansätze zur segmentierten Betrachtung der gegenwärtigen Spanungsgeometrie an der Werkzeugschneide an. Diese können dann auf Basis der Zerspanungsgeometrie mit verschiedensten Zerspankraftmodellen kombiniert werden (Schlussfolgerung 2-20). Erfolgt die Bearbeitung mit hoher Komplexität der Werkzeugbewegung, wie es bspw. beim fünfachsigem Fräsen der Fall ist, müssen zur Bestimmung der Spanungsgeometrie in der Regel numerische Werkstückmodelle verwendet werden (Schlussfolgerung 2-21).

3 Zielsetzung, Argumentation und Vorgehensweise

3.1 Zielsetzung

Diese Arbeit hat zum Ziel, Bearbeitungsstrategien für die mechanische Bohrungsbearbeitung an flächigen Bauteilen aus faserverstärktem Kunststoffen in der Art zu entwickeln, dass die Zerspankräfte bei der Bearbeitung in für das Werkstück unkritischer Richtung wirken (Schlussfolgerung 2-1). Konkret heißt das, die resultierende Gesamtkraft bei der Bearbeitung der Decklagen in Richtung des Werkstückzentrums wirken zu lassen. Im Gegensatz zu im Stand der Technik beschriebenen Ansätzen der Gesamtkraftreduktion (Schlussfolgerung 2-6, Schlussfolgerung 2-7, Schlussfolgerung 2-8, Schlussfolgerung 2-11), sollen die Kräfte gezielt gerichtet werden. Dies geschieht mit Hilfe geeigneter Bearbeitungsstrategien für Standardwerkzeuge, die neben der Werkzeugbewegung sowohl die Makro- als auch die Mikrogeometrie des Werkzeugs berücksichtigen, um die gewünschten Effekte zu erzielen. Auf diese Art sollen Schädigungen, speziell im Decklagenbereich der Bauteile, vermindert werden, die sowohl die mechanischen Eigenschaften verschlechtern, als auch schon allein aus optischen Gesichtspunkten zu vermeiden sind.

Hierzu wird ein rechnergestütztes Werkzeug geschaffen, mit dessen Hilfe sich neue, zuvor nicht untersuchte Bearbeitungsstrategien auf ihr Potenzial bezüglich der definierten Zielstellung hin untersuchen lassen. Die Basis hierfür bildet die mechanistische Prozesskraftmodellierung beim Fräsen unter Einbeziehung von ebenfalls zu entwickelnden Kraftmodellen für zwei beispielhaft untersuchte, sehr unterschiedliche faserverstärkte Kunststoffe. Ähnlichkeiten und die allgemeine Übertragbarkeit auf weitere Werkstoffe werden mit betrachtet und abschließend diskutiert.

3.2 Argumentation

Die Grundannahme der untersuchten Strategien liegt darin, dass jede bearbeitungsinduziert resultierende mechanische Werkstückschädigung ein Resultat der Gesamtbearbeitungskraft (in Betrag und Wirkrichtung) in Kombination der in dieser Richtung vorliegenden Werkstückfestigkeit ist. Da faserverstärkte Kunststoffe stark heterogen und anisotrop in ihren mechanischen Festigkeiten sind, kommt der Wirkrichtung der resultierenden Bearbeitungskraft eine entscheidende Bedeutung zu. Die folgenden Punkte gilt es zum Nachvollziehen der Argumentationskette zu beachten:

- (1) Faserverstärkte Kunststoffe liegen in einem Großteil der Anwendungsfälle in flächiger Form vor, d.h. ihre Dicke ist gering im Vergleich zu den Außenmaßen.
- (2) Verstärkungsfasern sind vorrangig in der Werkstückebene positioniert und ausgerichtet.
- (3) Eine signifikante Werkstückfestigkeit liegt lediglich in Richtung der Verstärkungsfasern vor.
- (4) Bearbeitungskräfte, welche senkrecht dazu wirken, müssen vorrangig vom Matrixwerkstoff aufgenommen werden, der eine vergleichsweise geringe Festigkeit besitzt.

Unter Berücksichtigung der Punkte (1)-(4) wird ersichtlich, dass die kritischste Belastung die ist, bei der Kräfte an den Decklagen angreifen und aus dem Werkstück heraus gerichtet sind. Die Festigkeit gegen Versagen entspricht in diesem Fall der Matrixfestigkeit. Durch Bearbeitung mit nach innen gerichteter resultierender Prozesskraft wirkt das Werkstück selbst als seine eigene Abstützung, wodurch bessere Bearbeitungsqualitäten erreicht werden können (Schlussfolgerung 2-9, Schlussfolgerung 2-12). Im Falle der Bohrungsbearbeitung lassen sich nach außen wirkende Kraftkomponenten, durch die notwendige Penetration des Werkstücks, nicht gänzlich vermeiden. Dieser negative Effekt kann jedoch durch geeignete Prozessstrategien abgefangen werden, bei denen eine Vorbohroperation in der Form durchgeführt wird, dass die resultierende Werkstückschädigung innerhalb des endgültigen Bohrlochdurchmessers liegt. Diese wird im Zuge der Fertigbearbeitung – mit nach innen gerichteten Prozesskräften – anschließend entfernt.

3.3 Vorgehensweise

Zur Untersuchung des Potenzials der vorgeschlagenen Idee werden zunächst geeignete Bearbeitungsstrategien identifiziert und experimentell mit Referenzprozessen gemäß dem Stand der Technik verglichen. Parallel dazu werden die Zusammenhänge zwischen den relevanten Prozess- und Werkzeugparametern mit den resultierenden Zerspankraftkomponenten experimentell an einem Abstraktionsprozess im Orthogonalschnitt untersucht (Schlussfolgerung 2-18) und in Form von multivariaten Regressionsmodellen mathematisch beschrieben. Die untersuchten Parameter sind im Einzelnen die die Prozesskräfte maßgeblich beeinflussenden: Spannungsdicke h , Schneidkantenradius r_β , Werkzeugneigungswinkel λ , Faserorientierungswinkel ψ . Da der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c nicht kategorisch

ausgeschlossen werden kann, wird auch v_c variiert. Die Regressionsmodelle werden anschließend in ein zu entwickelndes numerisches Simulationsprogramm implementiert (Schlussfolgerung 2-21), mit dessen Hilfe die resultierenden Prozesskraftrichtungen auf Basis der geometrischen Eingriffsbedingungen bei beliebiger Werkzeugbewegung (mit bis zu fünf Freiheitsgraden) berechnet werden können (Schlussfolgerung 2-20). Des Weiteren soll das Programm zum Erweitern des Prozessverständnisses die Möglichkeit bieten, die resultierende unverformte Spangeometrie zu speichern und darzustellen. Auf diese Art werden abschließend die zuvor identifizierten Frässtrategien zur Bohrlochherstellung detailliert analysiert. Als Ergebnis der Arbeit stehen somit zum einen sowohl qualitativ als auch quantitativ nachvollziehbar beschriebene Bohrungsbearbeitungsstrategien für minimierte Werkstückschädigung, zum anderen ein Simulationstool, welches die Entwicklung und Evaluation neuer Strategien ermöglicht, zur Verfügung. Die beschriebenen Arbeiten sind in ihrer inhaltlichen Verknüpfung in Abbildung 3-1 zusammengefasst.

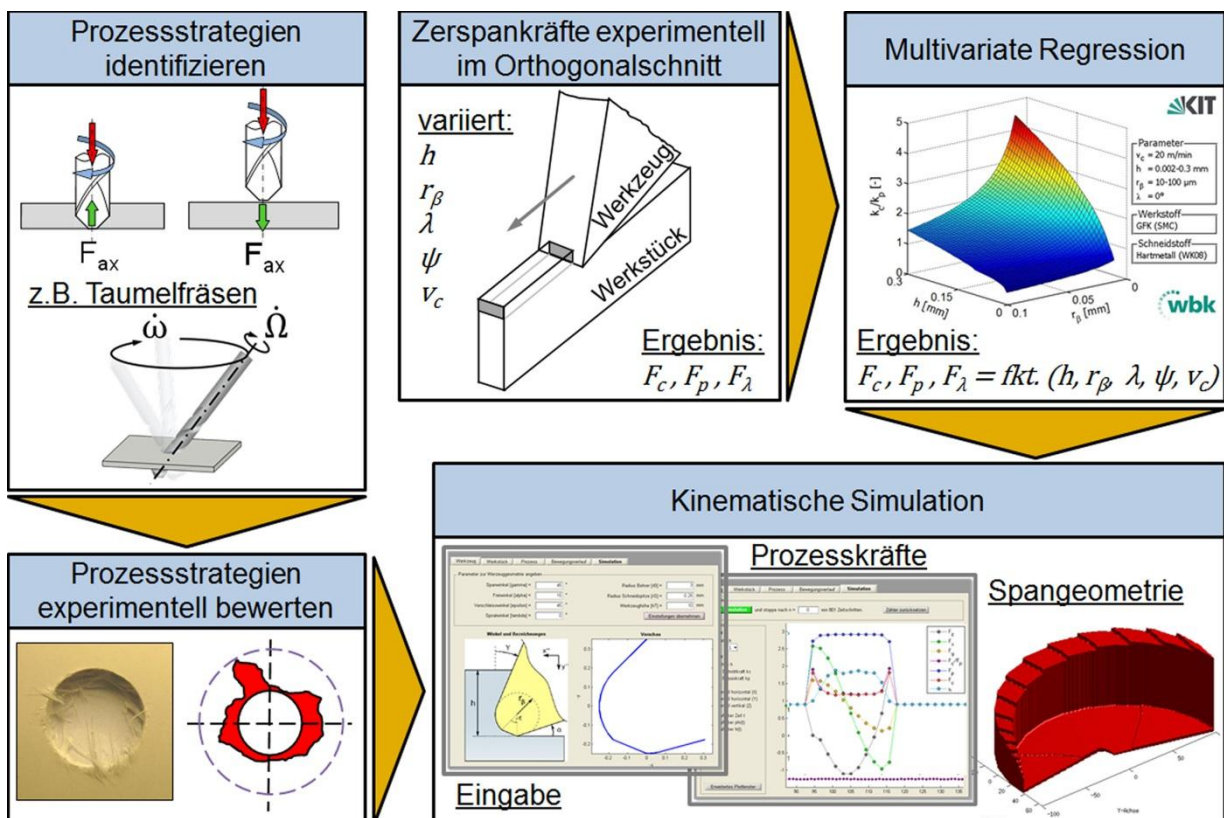


Abbildung 3-1: Darstellung der inhaltlichen Vorgehensweise dieser Arbeit

4 Geeignete Bearbeitungsstrategien

In diesem Kapitel werden zunächst drei prinzipiell geeignete Bearbeitungsstrategien vorgestellt, die den in der Zielstellung formulierten Anforderungen genügen: Sie richten die resultierenden Bearbeitungskräfte bei der Bohrungsbearbeitung der Decklagen ins Werkstückinnere. Die vorgestellten Strategien sind in ihrer Komplexität sehr verschieden und reichen von einfacher einachsiger Bearbeitung über dreiachsige Bearbeitungsstrategien bis zu einer fünfachsigem Frässtrategie. Ziel ist es hier, die theoretischen Grundlagen zu legen und die relevanten Einflussgrößen herauszustellen.

4.1 Einachsiges Bohren mit hohem Vorschub

Die bei reiner (einachsiger) Bohrungsbearbeitung resultierenden Bearbeitungskräfte sind in starkem Maße von der Werkzeuggeometrie abhängig. Prozessseitig kann lediglich über den Axialvorschub Einfluss auf die geometrischen Schnittbedingungen an der Schneide genommen werden. Dies wird im Folgenden am Beispiel der Bohrbearbeitung mittels Einzahnfräser mit starker Werkzeugwendelung (und somit geringem Keilwinkel) diskutiert. Die Prozessschritte sind in Abbildung 4-1 (a-c) schematisch dargestellt.

Zunächst wird das rotierende Werkzeug mit geringem Axialvorschub ins Werkstück geführt. Dabei resultiert aufgrund der unvermeidlichen Verrundung der Schneidkante (r_β) eine in Vorschubrichtung wirkende Axialkraft, die der Vorschubkraft F_f entspricht (Abbildung 4-1a). Nähert sich das Werkzeug der Werkstückunterseite, so wird der Vorschub f auf einen Wert größer r_β erhöht. Dies hat zur Folge, dass nach dem Durchbruch der Schneide (Abbildung 4-1b) die resultierende Kraft zwar noch vom Werkstückinneren weg gerichtet ist, während der weiteren Werkzeugbewegung sich jedoch aufgrund der Werkzeugwendelung entgegen der Vorschubrichtung „dreht“ (Abbildung 4-1c). Auf diese Weise wird zumindest ein Teil der Werkstückunterseite mit nach innen gerichteten Kräften bearbeitet. Die Problematik des Durchbrechens des Werkzeugs kann jedoch beim reinen Bohren nie ganz umgangen werden. Um nach dem Durchbruch möglichst schnell die günstige Bearbeitung erreichen zu können, wird vom Werkzeug eine möglichst kleine Schneidkantenverrundung gefordert. Somit kann ebenfalls ein kleinerer Vorschub verwendet werden, welcher wiederum direkt proportional zur Größe der Vorschubkraft vor dem Durchbruch ist. Die Forderung nach möglichst scharfem Werkzeug und geringen Vorschüben gilt generell und ist im Stand der Technik und Forschung für die Bohrbearbeitung von Composites nachzulesen (vgl. Kapitel 2.2.2 und 2.2.4.2).

Alle die resultierende Gesamtkraft beeinflussenden Kraftkomponenten sind in Abbildung 4-1d visualisiert. Die axiale Komponente der (qualitativ) dargestellten resultierenden Gesamtkraft wird in diesem Fall lediglich von F_f und F_λ maßgeblich beeinflusst.

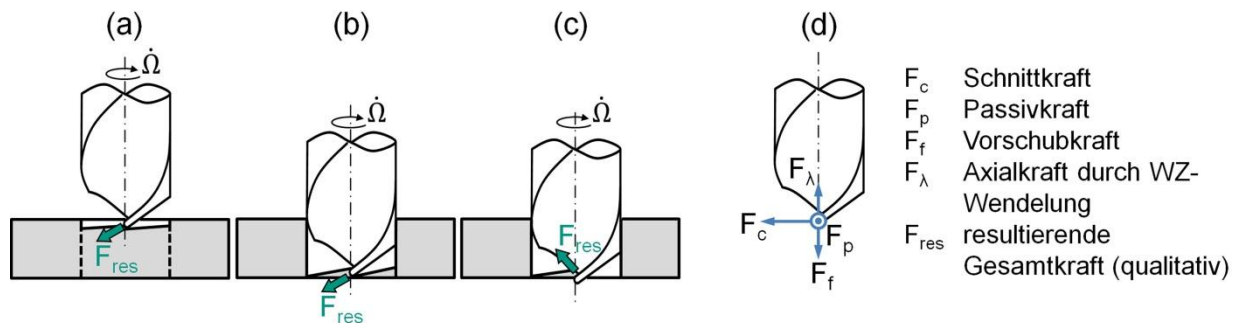


Abbildung 4-1: Schematische Darstellung der Kräfte und Prozessschritte beim einachsigen Bohren mit stark gewendelttem Werkzeug und hohem Vorschub

4.2 Dreiachsiges Zirkular- und Spiralfräsen

Werden CNC-bewegungsgesteuerte Fräsprozesse zur Bohrlochherstellung genutzt, so lassen sich einige Vorteile daraus ableiten. Das bekannteste Beispiel ist das in der Literatur ausführlich beschriebene Zirkularfräsen. Vorteile sind unter anderem die Unabhängigkeit des Bohrlochdurchmessers vom Werkzeugdurchmesser, die reduzierten mechanischen und thermischen Belastungen durch den am Umfang unterbrochenen Schnitt oder die Möglichkeit, auch für die Composite-Bearbeitung sehr gute Ergebnisse mit Standardwerkzeugen erreichen zu können. Als Nachteil müssen für alle mehrachsigen Bearbeitungsstrategien die erhöhte Bearbeitungszeit sowie die Notwendigkeit von CNC-gesteuerter Werkzeugbewegung angesehen werden.

Zur Umsetzung der Zielstellung von nach innen gerichteten Prozesskräften stehen aufgrund der zusätzlichen Freiheitsgrade weitere Möglichkeiten zur gezielten Krafrichtung zur Verfügung. Auch hier muss jedoch stets die Werkzeugbewegung in enger Verknüpfung mit der Werkzeugmakro- und Werkzeugmikrogeometrie (vgl. Kapitel 2.3.3) betrachtet werden. Unter Berücksichtigung der im Abschnitt 4.1 beschriebenen Prozessstrategie sowie der Prozesskinematik des Zirkularfräsens lässt sich für dreiachsige Fräsbearbeitung die im Folgenden beschriebene und in Abbildung 4-2 (b-d) dargestellte Strategie ableiten: An der Werkzeugeintrittsseite findet zunächst eine klassische Zirkularfräsbearbeitung mit geringer Schnitttiefe bei vollem Bohrungsdurchmesser statt. Der resultierende Axialvorschub pro Zahn $f_{z,axial}$ ist dabei kleiner als die Schneidkantenverrundung r_β zu wählen, sodass eine in

Vorschubrichtung wirkende Bearbeitungskraft resultiert (Abbildung 4-2b). Nachdem die obere Decklage auf diese Art bearbeitet wurde, wird der Durchmesser der Helixbahn reduziert ($d_{Loch} \rightarrow d_m$, Abbildung 4-2c) und das Werkstück „vorgelocht“. Der dabei unvermeidbare Werkzeugdurchbruch und die resultierenden Schädigungen werden dabei in Kauf genommen, sofern sie innerhalb des endgültigen Bohrlochdurchmessers liegen. Im abschließenden Prozessschritt wird nun das Werkzeug auf einer Spiralbahn ohne Axialvorschub wieder auf den maximalen Bearbeitungsdurchmesser zurückgeführt (d_{Loch}) und die Bearbeitung mit einer Kreisbewegung entlang dieses Durchmessers abgeschlossen. An dieser Stelle kommt die Werkzeugmakrogeometrie zum Tragen: Durch die vorgesehene Werkzeugwendelung resultiert eine axiale Kraftkomponente, die nun bei der Bearbeitung der Werkstückunterseite die Decklage nach oben zieht (Abbildung 4-2d).

Auch hier sind die Kraftkomponenten, welche die resultierende Gesamtkraft bilden, in Abbildung 4-2a schematisch gezeichnet. Wie zuvor sind die aufgrund der Schneidkantenverrundung an der Werkzeugstirnseite wirkende Vorschubkraft F_f sowie die von der Werkzeugwendelung verursachte Axialkraft F_λ die für die Zielstellung maßgeblich relevanten Kräfte.

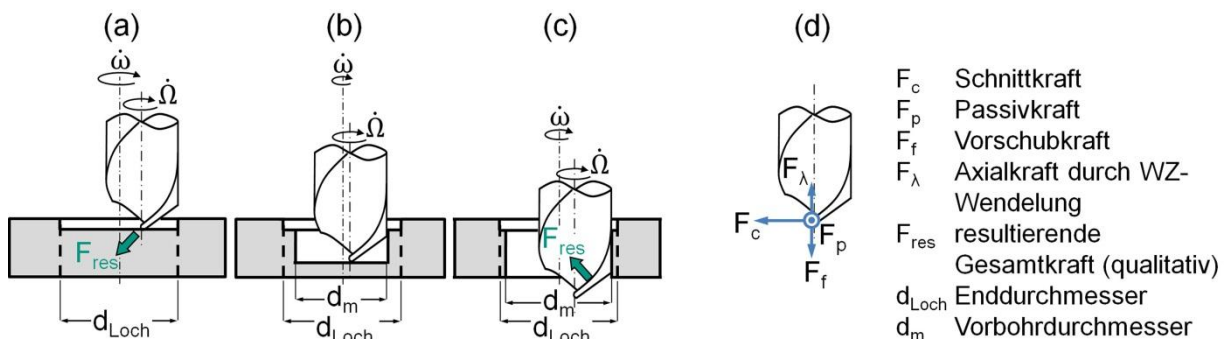


Abbildung 4-2: Schematische Darstellung der Kräfte und Prozessschritte beim kombinierten Spiral- und Zirkularfräsen

4.3 F nfachsiges Taumelfräsen

Wird darüber hinaus die Anzahl der nutzbaren Freiheitsgrade weiter gesteigert, so lassen sich Prozessstrategien ableiten, mit denen die Bearbeitungskräfte weitestgehend werkzeugunabhängig ins Werkstückinnere gerichtet werden können. Es muss also bspw. zur Bearbeitung der Decklage an der Austrittseite nicht auf den durch eine Werkzeugwendelung verursachten Axialkraftanteil zurückgegriffen werden. Die Prozessschritte der hier vorgestellten und unter dem Namen „Taumelfräsen“ veröffentlichten Strategie [Schu-09, Schu-11] sind in Abbildung 4-3 (a-c) gezeigt. Zunächst erfolgt das Einbringen einer Vorbohrung

mit tolerierter Schädigung (a). Anschließend wird das rotierende Werkzeug bei gleichzeitiger Drehung um den raumfesten Taumelpunkt P_T geneigt. Dieser Punkt liegt auf dem Schnittpunkt der Bohrungsschneise mit der Werkstückmittelebene (vgl. Abbildung 4-3b und Abbildung 4-3d). In diesem Taumelschritt werden die Kräfte bei simultaner Bearbeitung beider Decklagen in gleicher Weise zur Werkstückmitte hin gerichtet. Es entsteht eine doppelkonische Struktur, wobei die Decklagenbereiche bis auf den Nenndurchmesser bearbeitet werden. Gegebenenfalls können die Bohrungskanten in dieser Art auch angefast werden. In einem abschließenden Spiral- und Zirkularfrässhritt mit aufgerichtetem Werkzeug erfolgt die Fertigbearbeitung der Bohrungswände (Abbildung 4-3c).

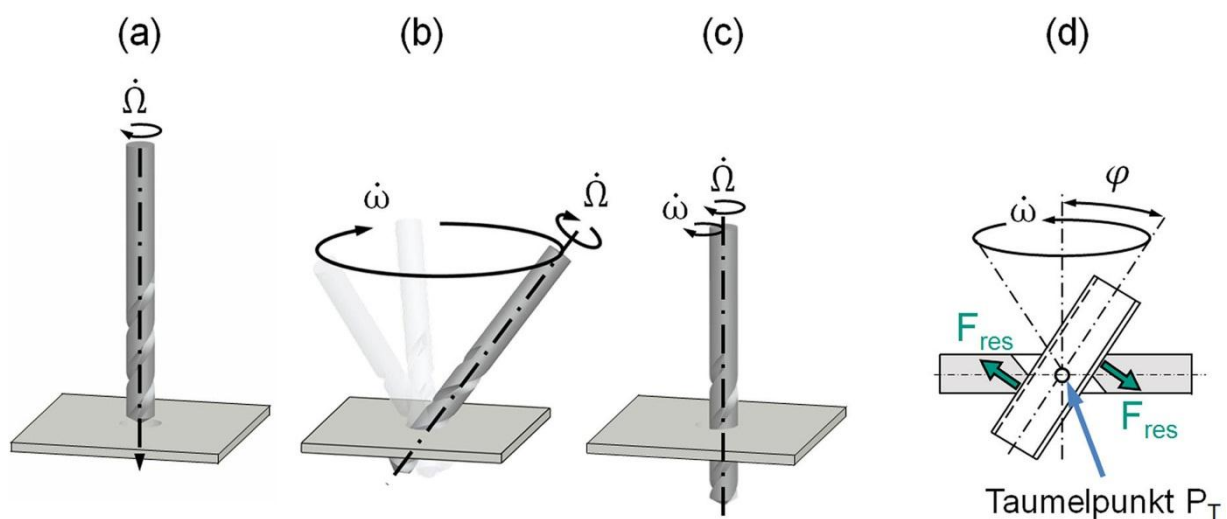


Abbildung 4-3: Schematische Darstellung der Kräfte und Prozessschritte beim Taumelfräsen

Zur Prozessauslegung ist eine genauere Betrachtung der kinematischen Verhältnisse und der daraus resultierenden Kraftvektoren notwendig. Abbildung 4-4 zeigt eine Skizze des geneigten Werkzeugs im vorgebohrten Loch während des Taumelschritts. Die Werkzeugrotation wird beschrieben durch die Winkelgeschwindigkeit $\dot{\Omega}$, die Geschwindigkeit der überlagerten Taumelbewegung durch $\dot{\omega}$. Im rechten Teil von Abbildung 4-4 sind die Flugkreise der Umfangsschneide des Werkzeugs im oberen und unteren Bereich der Bohrung angedeutet. Für $\dot{\omega} = 0$ bedeutet dies keine überlagerte Taumelbewegung; bei $\dot{\omega} > 0$ (Gleichlauf) ist eine Taumelbewegung überlagert. Die Prozessparameter sind so zu wählen, dass die Taumelgeschwindigkeit deutlich kleiner ist als die Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs ($\dot{\omega} \ll \dot{\Omega}$). Analog zum Zirkularfräsen ist dies die Voraussetzung für runde Bohrlöcher.

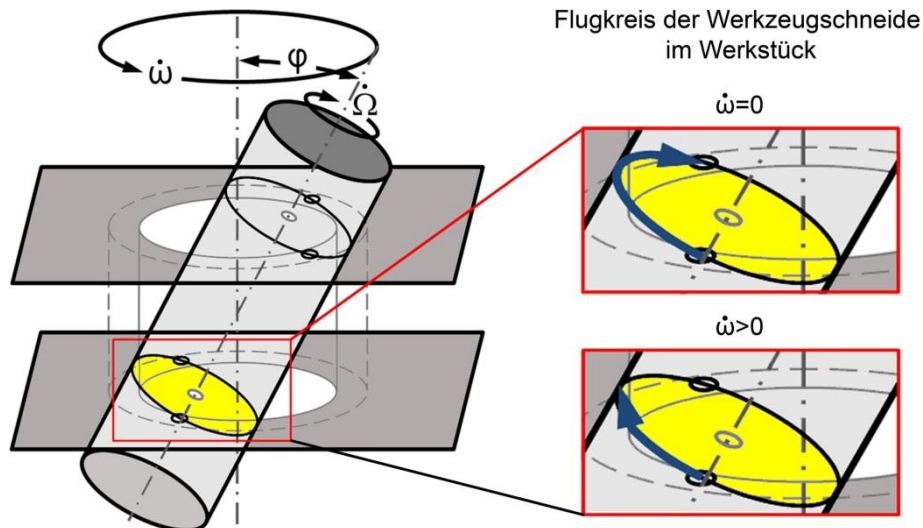


Abbildung 4-4: Schematische Darstellung des Flugkreises der Werkzeugschneide im Werkstück bei geneigtem Fräser

Eine qualitative Betrachtung der während des Prozesses am Umfang angreifenden Kräfte ist für ein Werkzeug ohne Wendelung ($\lambda=0^\circ$) in Abbildung 4-5a für den Bereich der unteren Decklage gezeigt. Die Richtung der Prozesskräfte ist abhängig von dem Anstellwinkel φ zwischen Werkzeug- und Bohrungsschulter sowie der Rotationsposition der Werkzeugschneide (Ω). Der Winkel Ω ist so definiert, dass er im Bereich des Werkzeugaustritts Null wird ($\dot{\omega} > 0$, $\dot{\Omega} \gg \dot{\omega}$). Es wird ersichtlich, dass die radial wirkende Passivkraft F_p immer ins Werkstückinnere gerichtet ist. Die tangential angreifende Schnittkraft F_c ist für $\Omega=0^\circ$ parallel zur Werkstückdecklage gerichtet, für $\Omega > 0$ sogar nach außen gerichtet. Durch die der Werkzeugrotation überlagerte Vorschubbewegung „taumelt“ das Werkzeug während der Schnittbewegung jedoch um einen bestimmten Winkel weiter, und die Schneide verlässt das Werkstückmaterial im Bereich des Umkehrpunkts ($\Omega \approx 0^\circ$). Dadurch wird nur der Bereich des Schnitts genutzt, bei dem auch die Schnittkraft ins Werkstückinnere gerichtet ist. Bei veränderter Taumelrichtung würde analog dazu nur der Bereich mit nach außen wirkender Schnittkraft genutzt, wodurch ein negativer Einfluss auf das Bearbeitungsergebnis erzielt würde ($\dot{\omega} < 0$, Gegenlaufräsen).

Durch Betrachtung der geometrischen Beziehungen für die (auf die Bohrung bezogen) axial wirkenden Anteile von Schnitt- und Passivkraft $F_{c,z}$ und $F_{p,z}$ können die folgenden beiden Gleichungen aufgestellt werden:

$$F_{c,z} = -\sin\Omega \cdot \sin\varphi \quad (\text{Formel 4-1})$$

$$F_{p,z} = \cos\Omega \cdot \sin\varphi \quad (\text{Formel 4-2})$$

Der Betrag der Kräfte ist selbst wiederum eine Funktion der Schneidenposition, da sich der Spanungsquerschnitt durch die Prozesskinematik analog zum Gleichlaufräsen kontinuierlich ändert. Während des Eintritts des Werkzeugs ist er maximal, im Bereich des Werkzeugaustritts bei $\Omega=0^\circ$ ist auch der Spanungsquerschnitt Null. Trägt man die Funktionen für den relativen Axialkraftanteil von Schnitt- und Passivkraft für verschiedene Neigungswinkel auf (Abbildung 4-5b), so wird ersichtlich, dass der ins Werkstückinnere wirkende Anteil der Schnittkraft $F_{c,z}$ mit zunehmendem Wert der Laufvariable Ω kontinuierlich sinkt und ab dem Umkehrpunkt sogar negativ würde. Durch die vorangegangenen Überlegungen kann allerdings festgehalten werden, dass das Werkzeug in diesem Bereich nicht mehr im Eingriff ist und somit die Prozesskräfte Null sind. Für die Passivkraft zeigt sich eine stetige Zunahme des relativ nach innen gerichteten Anteils $F_{p,z}$, der im Bereich des Werkzeugaustritts maximal wird, jedoch durch die Werkzeugneigung immer positiv bleibt. An dieser Stelle muss erwähnt werden, dass die wirkliche auf das Werkstück wirkende Belastung aus der Vektorsumme von F_c und F_p gebildet wird. Hier zeigt sich jedoch bereits, dass der resultierende axial wirksame Kraftanteil in jedem Fall in günstiger Richtung wirkt, da sowohl $F_{c,z}$ als auch $F_{p,z}$ zwischen Schneideneintritt und -austritt stets positiv bleiben.

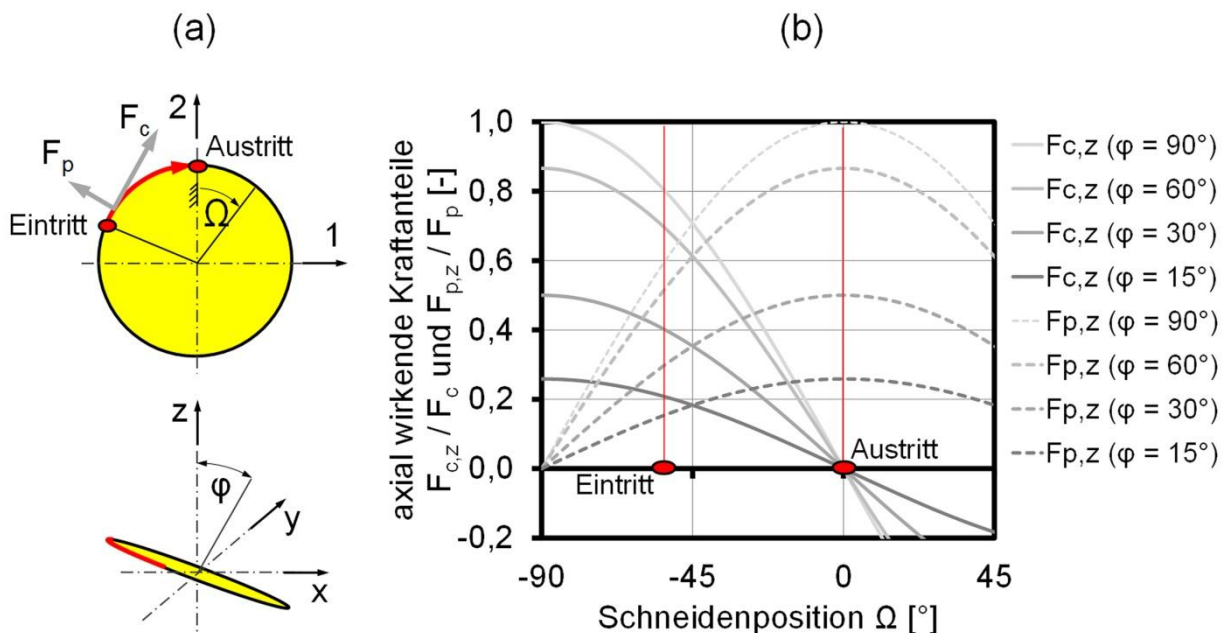


Abbildung 4-5: (a) Schematische Darstellung der zur Krafterrichtungsrechnung benötigten Koordinatensysteme und Variablen; (b) Diagramm der axial wirkenden Kraftanteile von Schnitt- und Passivkraft als Funktion von Werkzeugneigung φ und Schneidenposition Ω

Des Weiteren ist im Diagramm erkennbar, dass der nach innen gerichtete Anteil für beide Kraftkomponenten mit dem Neigungswinkel φ steigt. Unter diesem Gesichtspunkt ist also der maximal mögliche Neigungswinkel φ_{max} anzustreben. Dieser ist durch die geometrischen Verhältnisse des Prozesses genau definiert und lässt sich wie folgt ausdrücken:

$$\varphi_{max} = \arccos\left(\frac{d_{WZ}}{\sqrt{t_{WS}^2 + d_{Loch}^2}}\right) - \arctan\left(\frac{t_{WS}}{d_{Loch}}\right) \quad (\text{Formel 4-3})$$

Hierbei ist d_{WZ} der Werkzeugdurchmesser, d_{Loch} der Nenndurchmesser des Bohrlochs und t_{WS} die Werkstückdicke.

Die hier analytisch beschriebenen kinematischen und geometrischen Zusammenhänge zeigen das Potenzial des TaumelfräSENS bereits auf. Jedoch sind zur genaueren Ableitung der wirklichen Prozesskraftvektoren weitere Arbeiten notwendig, die nicht rein analytisch durchgeführt werden können. Hierzu sei an dieser Stelle auf die in den Kapiteln 7 und 8 vorgestellten Ergebnisse verwiesen, wodurch eine quantitative Beschreibung der Prozesskräfte auch für komplexe Fräsprozesse ermöglicht wird.

4.4 Fazit zu den Bearbeitungsstrategien

Auf Basis der in diesem Kapitel vorgestellten Prozessstrategien, die die Kräfte bei der Bohrungsbearbeitung theoretisch ins Werkstückinnere richten, lassen sich die relevanten Punkte in den nachfolgenden Schlussfolgerungen zusammenfassen:

Schlussfolgerung 4-1

Bei einachsiger Bearbeitung mit starrem Werkzeug kann die Problematik nach außen gerichteter Bearbeitungskräfte beim Durchbruch des Werkzeugs aufgrund der Schneidkantenverrundung r_β nie ganz umgangen werden.

Schlussfolgerung 4-2

Durch mehrachsige Bearbeitungsstrategien können Schädigungen beim Werkzeugdurchbruch toleriert werden, sofern sie während der nachfolgenden Bearbeitung entfernt werden ohne weitere Schädigungen zu verursachen.

Schlussfolgerung 4-3

Eine gezielte Richtung der resultierenden Bearbeitungskräfte ist nur durch eine auf die Werkzeuggeometrie (Makro- und Mikrogeometrie) abgestimmte Werkzeugbewegung realisierbar.

Schlussfolgerung 4-4

Die fünfachsiges Fräsbearbeitung ermöglicht eine gezielte Richtung von Prozesskräften auch unabhängig von der Werkzeugmakrogeometrie. Der relative Anteil der nach innen wirkenden Kraftanteile kann über den Prozess (Werkzeugneigungswinkel φ) variiert werden.

Schlussfolgerung 4-5

Beim Taumelfräsen werden nach dem Vorbohren die Werkzeugeintritt- und Werkzeugaustrittsseite in identischer Weise bearbeitet, sodass auch ein sehr ähnliches Bearbeitungsergebnis erwartet werden kann.

Schlussfolgerung 4-6

Die qualitative Richtung der resultierenden Prozesskräfte kann analytisch bestimmt werden. Zur Prozessstrategieoptimierung ist jedoch – besonders bei komplexer Werkzeugbewegung – eine quantitative Bestimmung unter Einbeziehung der Werkzeugmikrogeometrie und variabler Spannungsquerschnitte unumgänglich.

5 Versuchsbedingungen und Versuchsplanung

Zur Validierung der Potenziale der im vorigen Kapitel vorgestellten Bearbeitungsstrategien und zur quantitativen Bestimmung der Prozesskraftvektoren wurden zwei experimentelle Arbeitspakete durchgeführt (vgl. Abbildung 3-1). Zum einen wurden Bearbeitungsexperimente der unterschiedlichen Strategien zur Bohrungsherstellung inklusive der direkten Vergleiche zu Referenzprozessen durchgeführt (Ergebnisse in Kapitel 6). Zum anderen wurden generische Prozesskräfte experimentell an einem Abstraktionsprozess (Stoßen) im Orthogonal- und schrägen Schnitt unter Variation der maßgeblich relevanten geometrischen Einflussgrößen bestimmt (Ergebnisse in Kapitel 7). In diesem Kapitel werden im Folgenden die dafür verwendeten Methoden und Maschinen, sowie das Versuchsprogramm vorgestellt.

5.1 Verwendete Composites

In Anbetracht der Tatsache, dass sich die im Rahmen dieser Arbeit vorgestellte Idee und die daraus abgeleiteten Bearbeitungsstrategien generell positiv auf das Bearbeitungsergebnis von Composites auswirken sollten, wurden die Experimente an zwei sehr verschiedenen Materialsystemen durchgeführt. Dadurch soll eine gewisse Übertragbarkeit von ermittelten Effekten und Einflüssen auch auf die Bearbeitung anderer Composites ermöglicht werden.

Zum einen wurde ein kurzglasfaserverstärktes Polyester verwendet, welches mittels Sheet Molding Compounding hergestellt wurde (im Folgenden kurz SMC genannt). Die Fasern sind hierbei üblicherweise auf eine Länge von 20-25 mm geschnitten und regellos in der Matrix verteilt. Die Proben wurden auf Plattenmaße von 400x400x2,5 mm³ gepresst und anschließend in Streifen mit einer Breite von 50 mm geschnitten. Für die Versuche wurden lediglich Proben aus dem einlegenahen Bereich verwendet, um eventuelle stärkere Inhomogenitäten im Randbereich zu umgehen. Unter dem einlegenahen Bereich wird hierbei der Teil des gepressten Werkstücks verstanden, der vor dem Verpressen mit zugeschnittenem Halbzeug gefüllt wird und somit vergleichsweise kurze Fließwege bietet.

Das zweite Materialsystem ist kohlenstofffaserverstärktes Epoxidharz (im Folgenden kurz CFK genannt), welches auf Plattenmaße von 300x300x3 mm³ gefertigt wurde. Die Endlosfasern (so lang wie die Platte selbst) sind in 0°/90°-Gewebe übereinander angeordnet. Da hierbei die vorimprägnierten Gewebe (Preforms) nur noch mit dem Epoxidharz injiziert werden, können die Platten

komplett verwendet werden. Es finden keine signifikanten Fließvorgänge der Verstärkungsfasern statt, sodass über die gesamten Probenmaße von relativ homogenen Eigenschaften ausgegangen werden kann. Auch die CFK-Platten wurden für die Bearbeitungsexperimente in 50 mm breite Streifen geschnitten. Eine Übersicht der Materialparameter ist in Tabelle 5-1 zusammengefasst.

Tabelle 5-1: Materialbeschreibung der zwei verwendeten Composites

	SMC	CFK
Faserart / Verarbeitungsform	Glas, Schnitffaser	Kohlenstoff, Gewebe
Faserlänge	20-25 mm	endlos
Faserorientierung	regellos	0°/90°
Fasergehalt	30 vol.-%	50 vol.-%
Matrix	Polyester, Füller: Kreide	Epoxidharz
Plattendicke	2,5-3 mm	3 mm

5.2 Experimentelle Bohrungsbearbeitung

Da die untersuchten Strategien von klassischer einachsiger Bearbeitung bis zur Fünfachsbearbeitung reichen, konnte und musste eine große Anzahl von Parametern variiert werden. Der Fokus wurde hierbei auf die geometrischen Eingriffsbedingungen (Werkzeugbewegung, Vorschübe und Werkzeuggeometrie) gesetzt. Zusätzlich wurde die Schnittgeschwindigkeit variiert. Werkzeuge wurden primär aufgrund ihrer Makrogeometrie und deren erwarteten Einfluss auf die Prozesskrafttrichtung ausgewählt. Hoher Verschleiß und Standzeitnachteile von weniger festen Schneidstoffen wurden durch frühzeitigen Tausch der Werkzeuge kompensiert. Zur quantitativen Bewertung der Bearbeitungsergebnisse wurde hauptsächlich der resultierende Schädigungsgrad an Werkzeugeintritt- und Werkzeugaustrittsseite verwendet. Der Bohrungsdurchmesser wurde für alle Bearbeitungsstrategien auf 12 mm festgesetzt, wobei durch die dimensionslose Auswertung des Schädigungsgrades die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf Bohrungen in ähnlichem Größenbereich gegeben ist.

5.2.1 Versuchsumfang

5.2.1.1 Werkzeuge und Strategien

Neben den im vorigen Kapitel vorgestellten neuen Bearbeitungsstrategien wurden einige Referenzstrategien (bzw. Referenzwerkzeuge) mituntersucht. Ein direkter Vergleich zu diesen Referenzen soll die relative Einordnung der Bearbeitungsergebnisse zum Stand der Technik ermöglichen. Im Einzelnen wurden für einachsiges Bohren Wendelbohrer mit und ohne Vorbohrung sowie

ein Stufenbohrer als Referenz verwendet. Als Referenzprozess für mehrachsige Bearbeitung wurde das Zirkularfräsen gewählt. Eine Übersicht der untersuchten Prozesse und der jeweiligen Werkzeuge ist in Tabelle 5-2 gegeben.

Tabelle 5-2: Beschreibung der Werkzeuge für die jeweils verwendeten Prozessstrategien

Strategie		Werkzeug	\varnothing [mm]	r_β [μm]	λ [$^\circ$]
1-achs	Bohren ins Volle (R)	Wendelbohrer (a), HSS	12	~17	30
	Bohren ins Volle (R)* ¹	Stufenbohrer (b), HSS	12	~17	25
	Bohren ins Volle* ¹	Einzahnfräser (c), HM	12	~7	30
	Vorbohren, Bohren (R)	Wendelbohrer (a), HSS	6, 12	~17	30
3-achs	Zirkularfräsen (R)	Schafffräser (d), HSS	8	~17	40
	Zirkular- und Spiralfräsen	Schafffräser (d), HSS	8	~17	40
5-achs	Taumelfräsen	Bohrfräser (e), HSS-TiN	8	~23	0
	Taumelfräsen* ¹	Schafffräser (d), HSS	8	~17	40

Die Buchstaben in den Klammern beziehen sich auf Fotos der Werkzeuge in Abbildung 5-1.

„(R)“ kennzeichnet die als Referenz dienenden Strategien bzw. Werkzeuge.

**¹) wird nur exemplarisch an einem Werkstoff untersucht.*

Als relevante geometrische Größen sind in Tabelle 5-2 der Winkel der Werkzeugwendelung λ sowie der Radius der Schneidkantenverrundung r_β angegeben, da diese für die gezielte Prozesskraftrichtung maßgeblich sind. Der Schneidkantenradius r_β wurde vor dem Einsatz am neuen Werkzeug bestimmt und gemäß [Far-09a] als Verschleißgröße genutzt, wobei das Werkzeug ausgetauscht wurde, sobald sich der Radius um ca. 5 μm vergrößert hatte. Da dies den Verschleißeinfluss noch nicht komplett eliminiert, sind die Parametervariationen in den Bearbeitungsversuchen in zufälliger Reihenfolge durchgeführt worden. Dadurch stellt der Verschleiß nun keine systematische Fehlerquelle im Rahmen der Untersuchungen mehr dar. Er äußert sich vielmehr durch eine leichte Zunahme der Streuungen in den Ergebnissen. Dies lässt sich jedoch durch Wiederholungen und Mittelungen kompensieren. Fotografien der eingesetzten Werkzeuge sind in Abbildung 5-1 zusammengefasst. Die Werkzeugbeschriftung (a-e) entspricht der in Tabelle 5-2 beschriebenen Zuordnung der Werkzeuge zu den Bearbeitungsstrategien.

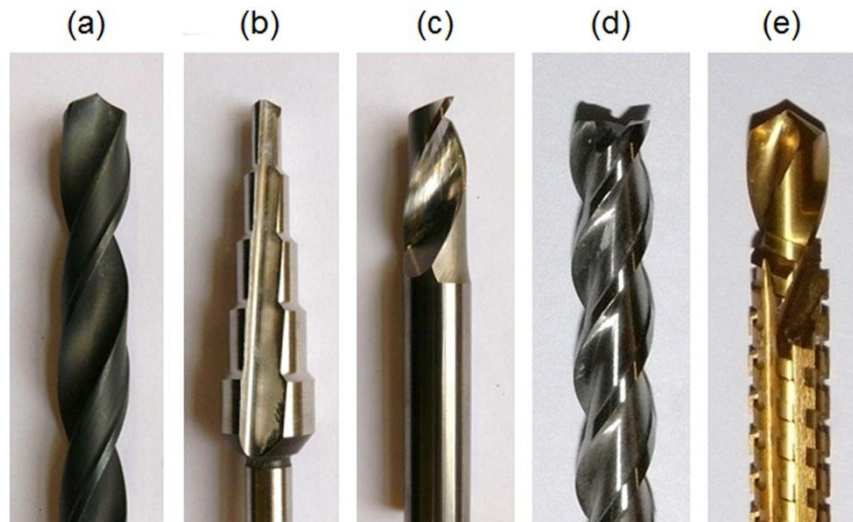


Abbildung 5-1: Versuchswerkzeuge: (a) Wendelbohrer, (b) Stufenbohrer, (c) Einzahnfräser, (d) Schafffräser, (e) Bohrfräser

5.2.1.2 Prozessparameter

Im Rahmen der Bearbeitungsversuche wurden sehr verschiedene Strategien miteinander verglichen. Da dies nicht vollständig über dieselben Prozessparameter geschehen kann, wurden diese in jeweils für sich sinnvollem Rahmen variiert. Eine vollständige Übersicht der verwendeten Parameter für die Bearbeitung ist in Tabelle 5-3 zusammengefasst.

Tabelle 5-3: Experimentell untersuchtes Parameterfeld der jeweiligen Bearbeitungsstrategien zur Bohrungsbearbeitung

Strategie		$f_{z,axial}$ [mm]	a_p [mm]	$f_{z,radial}$ [mm]	v_c [m/min]	φ [°]
1-achs	Bohren	0,005-1	---	---	20-200	---
	Vorbohren* ¹ , Bohren	0,005-1	---	---	20-200	---
3-achs	Zirkularfräsen	---	0,025-1	0,01-0,33	50-200	---
	Zirkular-, Spiralfräsen (OS)	---	0,025-0,1	0,01-0,33	50-200	---
	Zirkular-, Spiralfräsen (US)* ¹	---	0,025-1	0,01-0,33	50-200	---
5-achs	Taumelfräsen* ¹ , * ²	---	---	0,01-0,04	100-200	0-37

*¹) Vorbohren: $v_c=100$ m/min, $f_z=0,05$ mm: Die Parameter wurden so gewählt, dass die Schädigung durch das Vorbohren innerhalb von D_{Loch} liegt.

*²) Vorschub bezieht sich auf die Bohrlochkante.

(OS) Werkstückoberseite, (US) Werkstückunterseite

Teilweise konnte aufgrund von maschinenseitigen Restriktionen nicht der volle vorgesehene Vorschubbereich abgedeckt werden (Taumelfräsen). Der Grund hierfür lag in der Prozesskinematik: Mit zunehmendem Neigungswinkel φ der

Werkzeugachse zur Bohrungsachse müssen die Vorschubachsen der Maschine größere Strecken zurücklegen um die Taumelkinematik zu realisieren. Der verwendete Maximalwert für den radialen Werkzeugvorschub ergibt sich aus dem maximalen Neigungswinkel (für die gegebenen geometrischen Randbedingungen ca. 37°) und der maximalen Vorschubgeschwindigkeit der Maschinenachsen.

Für die Zirkular- und Spiralfrässtrategie werden die Prozessparameter zwischen Ober- und Unterseite unterschieden, da die Bearbeitung der Unterseite ohne Axialvorschub geschieht. Die Bearbeitung der Oberseite entspricht von sich aus einer reinen Zirkularfräsbearbeitung, sodass die Ergebnisse (nur Oberseite) von Zirkularfräsen und dem kombinierten Spiral- und Zirkularfräsen zusammengefasst werden können.

Bei sämtlichen Strategien, die einen Vorbohrprozess beinhalten, wurde dieser so durchgeführt, dass die resultierende Werkstückschädigung im Regelfall innerhalb des endgültigen Bohrlochdurchmessers lag. Die dafür verwendeten Parameter wurden in einem Vorversuch bestimmt und anschließend für die Bearbeitungsversuche nicht weiter variiert.

5.2.2 Maschinen- und Analysetechnik

5.2.2.1 Bearbeitungsexperimente

Für die Bearbeitungsversuche wurden zwei Maschinen verwendet: ein 4-Achs-Bearbeitungszentrum (Hüller Hille „Specht Z 500 T“) für die ein- und dreiachsigen Strategien sowie ein 5-Achs-Bearbeitungszentrum (Fidia „D218“) für das fünfachsiges Taumelfräsen. Beide Maschinen erlauben eine bahngesteuerte Werkzeugprogrammierung und dadurch das direkte Vorgeben der zu variierenden Prozessparameter durch die Maschinensteuerung. Das 5-Achs-Bearbeitungszentrum (Fidia „D218“) bietet zudem die Möglichkeit, die Werkzeuge im aufgerüsteten Zustand zu vermessen, wodurch die für fünfachsiges Bearbeiten essentiell notwendige Kenntnis der genauen geometrischen Maße der Werkzeuge sichergestellt werden kann.

Der Versuchsaufbau an beiden Maschinen beinhaltete eine Absaugung direkt an der Wirkstelle mittels Industriesauger und Feinstfilter, um die Arbeitsplatzbelastung durch Stäube gering halten zu können. Für die einachsigen Bohrbearbeitungen wurden zu Referenzzwecken zusätzlich das am Werkzeug angreifende Moment sowie die Axialkraft mittels Dynamometer (Kistler „9125A“) gemessen und aufgezeichnet. Der jeweilige Versuchsaufbau auf den beiden Bearbeitungszentren ist in Abbildung 5-2 dargestellt.

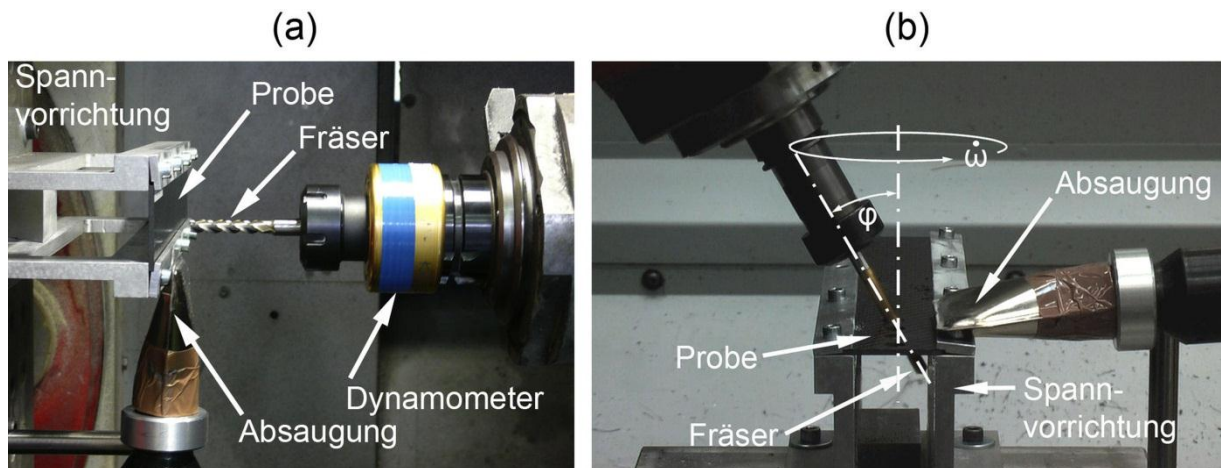


Abbildung 5-2: Experimenteller Versuchsaufbau: (a) ein- und dreiaxiale Bearbeitungsstrategien; (b) fünfachsiges Bearbeiten (Taumelfräsen)

Die Erzeugung der Werkzeugbewegung des Taumelschritts konnte ohne die bei der Programmierung von fünfachsiges Bearbeitungen übliche, aufwendige und softwaregestützte Programmierung durchgeführt werden. Da sich während dieses Schritts die Z-Position des Werkzeugs nicht ändert, wurde der Rotation Tool Center Point (RTCP) in den Taumelpunkt programmiert und die Werkzeuglänge virtuell „gekürzt“. Dadurch kann bei zugeschaltetem RTCP die Taumelbewegung durch G-Befehle der beiden Maschinenrotationsachsen (B, C) realisiert werden, wobei die notwendigen Interpolationen der X-, Y- und Z-Achse automatisch durchgeführt werden.

5.2.2.2 Bestimmung der Oberflächenschädigung

Zum quantitativen Vergleich der Bearbeitungsergebnisse wurde die Schädigung der Decklagen im Bohrungsbereich (Ober und Unterseite jeweils separat) in einem nachfolgenden Auswerteschritt ermittelt. Dazu wurden die Proben zunächst mittels Druckluft von Bearbeitungsstäuben und Spänen befreit. Es folgte ein mechanisches Messen der Bohrungsdurchmesser in den Achsen, welche der X- bzw. Y-Achse der Bearbeitungsmaschine entsprechen, um eine mögliche Ovalität aufgrund unterschiedlicher dynamischer und statischer Steifigkeiten in den beiden Achsen zu ermitteln. Aufgrund der Materialsysteme und des Versuchsaufbaus (SMC ohne Vorzugsorientierung, $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung beim CFK entsprechend der X- und Y-Maschinenachse) erwies sich diese Vorgehensweise als ausreichend, jedoch auch notwendig hinsichtlich der Bestimmung einer eventuellen Unrundheit.

Andere Größen wie Rauheiten der Bohrungswand oder der Decklage um die Bohrung, Zylindrizität der Bohrung oder weitere Form- und Lagetoleranzen werden nicht explizit bestimmt, da der Fokus der Bearbeitungsstrategien auf der

Reduzierung der Decklagenschädigung liegt. Der nachfolgend beschriebene Ablauf der Schädigungsbestimmung ist in Abbildung 5-3 schematisch dargestellt.

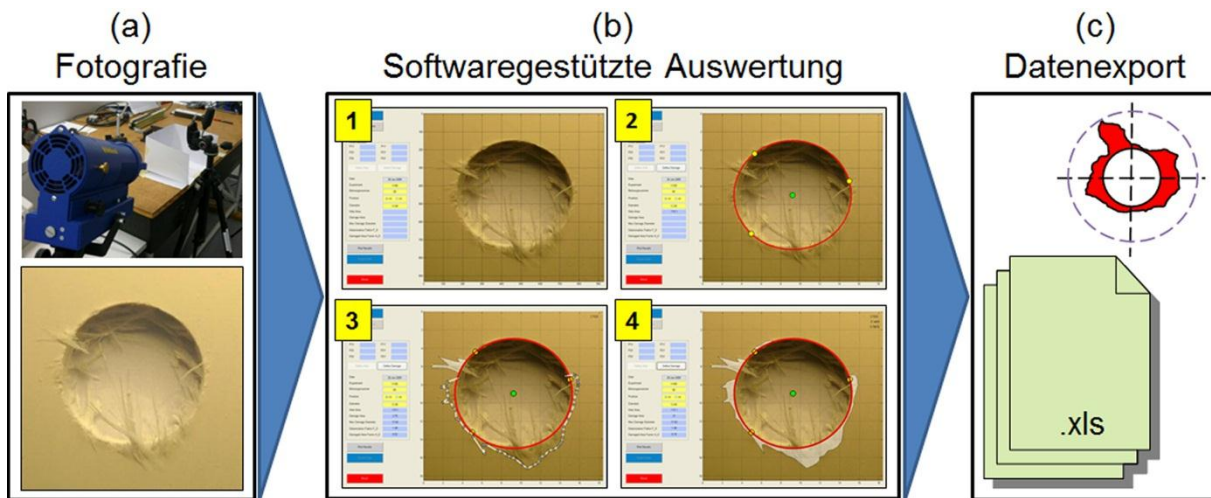


Abbildung 5-3: Schematische Darstellung der Vorgehensweise zur Bestimmung der Oberflächenschädigungen im Bohrungsbereich

Die beiden Probenseiten wurden zunächst separat mit einer hochauflösenden Digitalkamera bei indirekter Beleuchtung fotografiert, um neben Abplatzungen und Ausrissen auch Abhebungen von Decklagenbereichen (Delaminationen) sichtbar zu machen. Die digitalen Bilder wurden im nächsten Schritt in ein eigens dafür programmiertes Softwaretool importiert. Dort erfolgte die Skalierung der Bilder direkt durch den Bohrungsdurchmesser (im Falle runder Bohrungen) indem drei Punkte auf dem Bohrungsrand definiert wurden (Abbildung 5-3b/2). Dadurch konnte sowohl der Längenmaßstab definiert als auch die Lage der Bohrung auf dem Bild bestimmt werden. Bei leichten Unrundheiten der Bohrungen wurde vor dem Fotografieren ein mechanischer Maßstab separat auf der Probe aufgebracht und zum Skalieren der Bilder verwendet. Die Definition der in diesem Fall elliptischen Bohrung musste dann ebenfalls in einem separaten Schritt vorgenommen werden. Es folgte die eigentliche Auswertung des Bearbeitungsergebnisses indem der gesamte geschädigte Bereich der Bohrung mittels einer Punktecke markiert wurde (Abbildung 5-3b/3). Von diesem so definierten Polygon wurde der Bohrungsbereich abgezogen, wodurch die Schädigungsfläche beschrieben werden konnte (Abbildung 5-3b/4). Durch Zerlegung dieses Polygons in Dreiecke und die Berechnung der jeweiligen Flächeninhalte ließ sich der Betrag der geschädigten Fläche berechnen. Mit diesem Wert sowie dem ebenfalls bestimmten maximalen Schädigungsdurchmesser konnten dann wiederum alle dimensionslosen Kennzahlen ($F_{D,Fl}$, $F_{D,D}$ bzw. $F_{D,gew}$, vgl. Kapitel 2.2.1.3) berechnet werden. Diese

wurden abschließend zusammen mit den jeweiligen Bearbeitungsinformationen der Bohrung zur weiteren Auswertung exportiert.

Die Absolutgenauigkeit dieser Messmethode ist von verschiedenen Faktoren abhängig: Von der Qualität der Fotografien (Ausleuchtung, Schärfe, Kontrast), von der Auflösung des dargestellten Bildbereichs um die Bohrung (Auflösung des Originalfotos und Größe auf dem Bildschirm) sowie von der Größe des dargestellten Bereichs. Am Beispiel der ausgewerteten Bohrungen mit $d_{Loch}=12$ mm betrug das kleinste Messinkrement (=Bildpixel) maximal 25 μm .

5.2.2.3 Computertomografische Untersuchungen

Zusätzlich zu der visuellen Bewertung der Oberflächenschädigung wurde für einige ausgewählte Fälle eine computertomografische (CT) Bestimmung der Bohrungswand vorgenommen. Ziel ist hierbei eine qualitative Gegenüberstellung der mit den neuen Bearbeitungsstrategien erzeugten Oberflächen mit Referenzprozessen.

Für die CT-Untersuchungen wurden (a) separat kreisförmige Proben vorbereitet, in deren Zentrum Bohrungen mit den jeweiligen Strategien eingebracht wurden ($d_{Loch}=10$ mm). Diese Proben wurden anschließend in einem Mikrofokus-Computertomographie-System (Yxlon „Y.CT Precision“) gescannt (b). Die aufgenommenen 3D-Bilder wurden anschließend zum leichteren Detektieren der Oberflächenpunkte in ein Zylinderkoordinatensystem transformiert (c) [Ibá-05]. Der prinzipielle Ablauf ist in Abbildung 5-4 gezeigt.

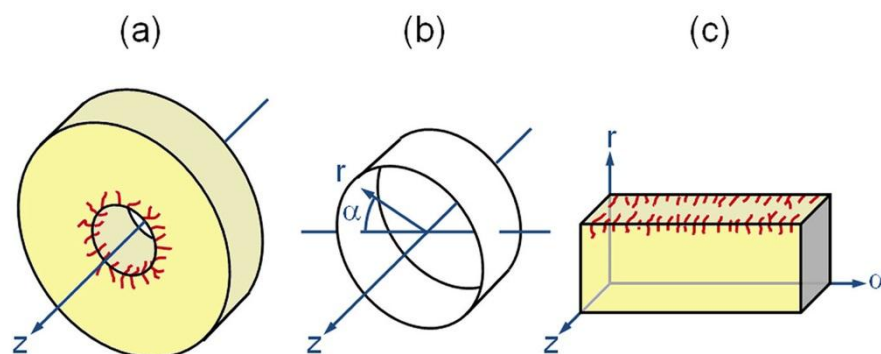


Abbildung 5-4: Schematische Darstellung der Vorgehensweise zur Darstellung der Bohrungswand durch Mikrofokus-Computertomographie

5.3 Experimentelle Bestimmung der Prozesskraftvektoren beim Stoßen

Die Bestimmung der Prozesskraftvektoren in Abhängigkeit der geometrischen Eingriffsbedingungen stellt ein wichtiges experimentelles Arbeitspaket im

Rahmen dieser Arbeit dar. Das Ziel besteht darin, einen in Funktionsform beschreibbaren mathematischen Zusammenhang zwischen den variierten Einflussparametern und den Bearbeitungskräften aufzustellen. Da die Bestimmung der Bearbeitungskraftkomponenten in einem Fräsprozess aufgrund der sich ständig ändernden Eingriffsbedingungen, der mit dem Werkzeug rotierenden Kräfte, der zur auswertbaren Aufzeichnung notwendigen sehr hohen Abstrakten und nicht zuletzt des heterogenen Werkstoffs als schwierig bezeichnet werden kann, wurde auf einen Abstraktionsprozess ausgewichen. Es wurden (lineare) Stoßversuche durchgeführt (Orthogonalschnitt und schräger Schnitt), die Kräfte in drei Raumachsen während konstanter Eingriffsbedingungen gemessen und anschließend aufbereitet.

Die gemessenen Krafrichtungen können zum Großteil direkt auf das Schafffräsen übertragen werden (vgl. Definition [Klo-08]). Die Schnittkraft F_c kann dabei direkt übernommen werden. Die beim Stoßen als Passivkraft F_p bezeichnete und gemessene Kraftkomponente entspricht der Schnittnormalkraft F_{cn} beim Fräsen, also die Komponente, die am Schneidkeil senkrecht zur Schnittkraft wirkt und in der Arbeitsebene liegt. Die beim Stoßen als Querkraft F_λ bezeichnete Komponente kann beim Fräsen der parallel zur Werkzeugachse wirkenden Passivkraft F_p zugeordnet werden. Lediglich der Einfluss der Vorschubkraft F_f kann auf diese Weise nicht abgebildet werden und wird vernachlässigt. Da die Vorschübe bei der Bearbeitung von FVK in der Regel sehr klein sind, ist auch die Wirkrichtung (Vektoraddition von F_c und F_f) nicht sehr stark von der Schnittrichtung verschieden (vgl. [Deg-02]). Schematisch sind die im Abstraktionsprozess bestimmten Kräfte sowie die entsprechenden Kräfte beim Schafffräsen in Abbildung 5-5 gezeigt.

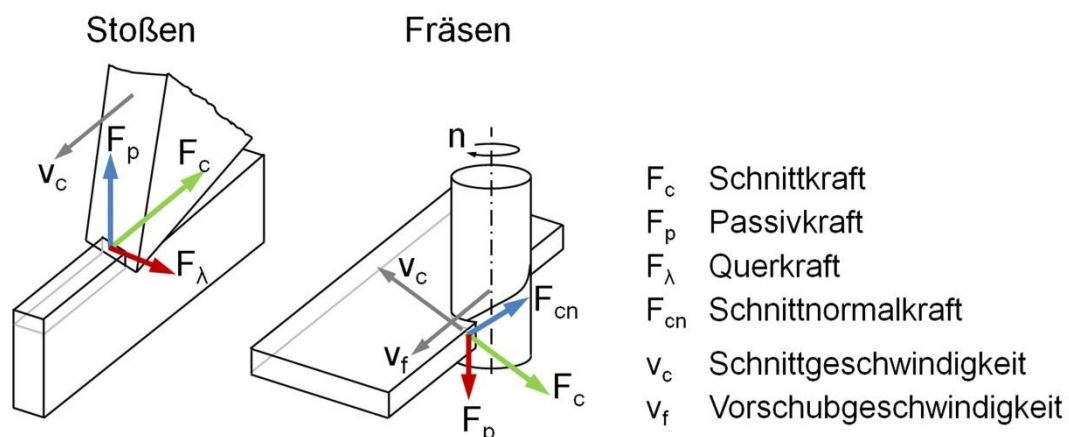


Abbildung 5-5: Schematische Darstellung der im Abstraktionsprozess gemessenen Kräfte sowie deren Entsprechungen beim Schafffräsen

5.3.1 Versuchsumfang

5.3.1.1 Werkzeuge und deren Präparation

Als Werkzeuge wurden unbeschichtete Hartmetall-Wendeschnidplatten (HM-WSP) verwendet. Bei den Platten handelt es sich um die Sorte WAK-08, die von der Walter AG zur Verfügung gestellt wurden. Das Hartmetall ist aus Wolframcarbid (90,6 gew.-%) in einer Cobaltmatrix (8 gew.-%) mit Anteilen weiterer Carbide (1,4 gew.-%) zusammengesetzt. Die WSP besitzen einen Keilwinkel von 83° und im Anlieferzustand eine Schneidkantenverrundung r_β von ca. $13\ \mu\text{m}$ (Platten geschliffen, Kante unbehandelt).

Da r_β einen wesentlichen Einfluss auf die Prozesskraftvektoren hat, wurden die Schneidkanten der WSP systematisch in einem Schleppschleifprozess auf fünf verschiedene Radien verrundet ($15\text{-}95\ \mu\text{m}$). Dafür stand eine Maschine (OTEC „DF-3“) mit austauschbarem Granulatbehälter zur Verfügung. Die Platten wurden zunächst mit höheren Abtragsraten (hohe Geschwindigkeit, Eintauchtiefe, grobes Granulat) auf annähernd die gewünschte Verrundung bearbeitet und anschließend mit feinem Pulver geschlichtet um die Rauheit und Schartigkeit der Schneidkanten zu minimieren. Die Kanten jeder eingesetzten Platte wurden vor deren Einsatz mittels eines optischen 3D-Messsystems (NanoFokus „ μSurf “) vermessen. Die Bestimmung von r_β wurde gemäß der von Wyen beschriebenen Vorgehensweise durchgeführt [Wye-10]. Dabei wird der Radius der Schneidkantenverrundung iterativ ermittelt. Er ist definiert durch einen Kreis, welcher die linearen Verlängerungen der unverrundeten Schneidenbereiche tangiert und auf dem Schnittpunkt der Winkelhalbierenden dieser Linien mit der Ist-Geometrie der Schneidkante liegt. Die Messungen wurden an jeder Position dreimal wiederholt und gemittelt. Somit konnten Radien in einem Bereich von ca. $\pm 1\ \mu\text{m}$ um den Zielwert hergestellt werden. Die Verrundung wurde in der Art durchgeführt, dass der Schneidkantenradius von Frei- und Spanfläche aus gesehen identisch ist. Eine Unterscheidung verschiedener Radien ist von daher nicht notwendig, die Vorgehensweise nach Wyen ist somit praktikabel.

Die so präparierten Werkzeuge wurden auf einem Halter montiert (vgl. Abbildung 5-7) und so lange eingesetzt, bis r_β verschleißbedingt um ca. $1\text{-}2\ \mu\text{m}$ zugenommen hatte. Dies wurde während des Einrichtens der Versuche durch zusätzliche Messungen am NanoFokus „ μSurf “ bestimmt. Bei SMC war die Verschleißgrenze nach etwa 15 Schnitten erreicht; CFK wirkte erwartungsgemäß deutlich abrasiver und machte einen Wechsel der Plattenposition bereits nach drei Schnitten notwendig. Abbildung 5-6 zeigt exemplarische 3D-Darstellungen

der Schneidkantenmessungen von vier der fünf hergestellten Radien (15 μm , 35 μm , 55 μm , 95 μm).

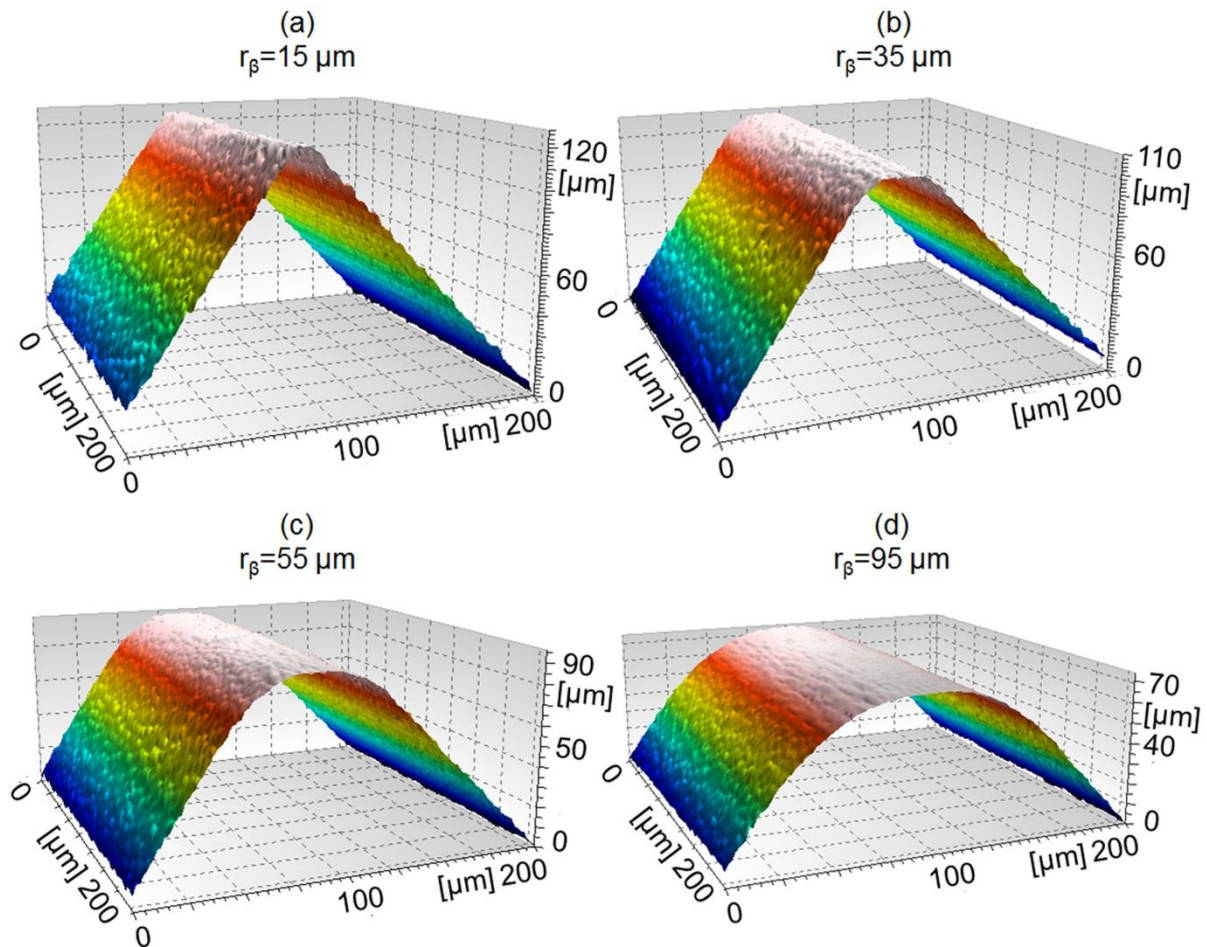


Abbildung 5-6: Optische 3D-Messungen verrundeter Schneidkanten unterschiedlicher Radien (15-95 μm)

5.3.1.2 Prozess-, Werkzeug- und Werkstoffparameter

Neben der Schneidkantenverrundung wurden weitere Einflussgrößen untersucht. Prozessseitig wurden Schnittgeschwindigkeit v_c und Spanungsdicke h variiert, werkzeugseitig wurde zusätzlich der Einfluss der Werkzeugneigung λ untersucht, und materialseitig wurde der Faserorientierungswinkel ψ experimentell mitbetrachtet (nur bei CFK). Damit lassen sich die im Rahmen dieser Arbeit vorgeschlagenen Ansätze hinreichend umfassend untersuchen. Über die Eingriffsbedingungen (h , r_β , λ), den speziellen Materialeinfluss durch die zwei Versuchswerkstoffe und die Faserorientierung (ψ) im Falle von CFK sowie den nicht ganz auszuschließenden Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c sind die relevanten variablen Einflüsse abgedeckt (Schlussfolgerung 2-13 bis Schlussfolgerung 2-15). Lediglich die Reibbedingungen in der Kontaktzone werden nicht variiert (trocken, unbeschichtetes Hartmetall).

Der Schnittgeschwindigkeitsbereich war aufgrund des gewählten Versuchsstandes auf maximal 40 m/min beschränkt (vgl. Abschnitt 5.3.2). Da der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Prozesskräfte in Vorversuchen und im Stand der Technik im Vergleich zu den geometrischen Größen (h , r_β) als deutlich geringer identifiziert wurde, erschien diese Vorgehensweise dennoch zielführend, zumal vergleichbare Arbeiten größtenteils nur Schnittgeschwindigkeiten im Bereich $v_c < 14$ m/min, teilweise sogar noch deutlich darunter betrachten (vgl. Kapitel 2.4.1).

Durch die Neigung der WSP um den Winkel λ konnte ein „ziehender“ Schnitt realisiert werden. Dies entspricht bei der Übertragung auf den Fräsprozess der Bearbeitung mit gewendelttem Werkzeug. Eine Übersicht der für die Experimente verwendeten Parameterbereiche ist in Tabelle 5-4 zusammengefasst.

Tabelle 5-4: Experimentell untersuchtes Parameterfeld zur Prozesskraftbestimmung im Orthogonalschnitt mittels Stoßprozess

	Parameter	Einheit	Bereich
Prozess	Spanungsdicke h	mm	0,005; 0,01; 0,05; 0,1; 0,2; 0,3 zusätzlich jeweils $r_\beta/h=1$
	Schnittgeschwindigkeit v_c	m/min	5; 10; 20; 30; 40
Werkzeug	Schneidkantenverrundung r_β	μm	15; 35; 55; 75; 95
	Neigungswinkel λ	°	0; 20; 40
Werkstück	Faserwinkel ψ	°	0/90; -22,5/67,5; -45/45

Die Versuche wurden aufgrund des relativ großen Parameterfeldes teilfaktoriell durchgeführt, wobei Zentrums- und Randpunkte immer gefahren wurden. Einige Parameterkombinationen dazwischen wurden jedoch ausgelassen, da diese für die Regressionsanalyse eine geringere Relevanz aufweisen.

Da bei der Auswertung eine besondere Signifikanz der geometrischen Eingriffsbedingungen um das Verhältnis von $r_\beta/h=1$ ermittelt wurde (vgl. Kapitel 7.1.3), sind zusätzlich Versuche mit der jeweils entsprechenden Spanungsdicke für jede Schneidkantenverrundung durchgeführt worden. Jede experimentell untersuchte Parameterkombination wurde zweimal wiederholt, im Falle von SMC mit verschiedenen Probenstreifen um nachteilige Effekte der zufälligen Faserverteilung zu eliminieren.

5.3.2 Maschinen- und Analysetechnik

Wie bereits beschrieben, wurde Stoßen als Abstraktionsprozess zur Ermittlung der Prozesskräfte bei der Zerspanung der beiden Composites gewählt. Der

umgesetzte Versuchsaufbau kann als etwas unkonventionell beschrieben werden, bietet jedoch einige Vorteile. Ein Bearbeitungszentrum (Heller „MC16“) wurde für die Versuche in der Art genutzt, dass eine Vorschubachse (X-Achse) die Schnittbewegung erzeugt. Die Wendeschneidplatten wurden auf einem Halter befestigt, der in der festgesetzten Spindel aufgenommen wurde. Das Werkstück wurde in einem Schraubstock direkt auf einem Dreiachsensdynamometer (Kistler „9255B“) gespannt. Im Prozess ergaben sich durch die konstanten Schnittbedingungen und die lineare Werkzeugbewegung somit quasi-konstante Kräfte während des Schnitts (Orthogonalschnitt). Prozesskraftschwankungen waren hierbei lediglich durch das heterogene Werkstückmaterial verursacht und daher unvermeidlich.

Bis auf die Schneidkantenverrundung r_β und den Faserwinkel ψ waren alle variierten Parameter durch die CNC-Steuerung des Bearbeitungszentrums programmierbar. Die Spannungsdicke wurde durch entsprechende Z-Zustellung des Werkzeugs vor dem Schnitt realisiert, die Schnittgeschwindigkeit durch die programmierte Vorschubgeschwindigkeit während der Linearbewegung und der Neigungswinkel durch die definierte Rotation der Spindel mitsamt dem Halter. Drei unterschiedliche Faserorientierungswinkel wurden durch das Neigen des Schraubstocks mit der eingespannten Probe um den jeweiligen Betrag realisiert.

Abbildung 5-7 zeigt eine Fotografie der Wendeschneidplatte während des Schnitts. Die gemessenen Kraftkomponenten sind schematisch eingezeichnet. Im Einzelnen werden auf diese Art die Schnittkraft (F_c), die abdrängende Passivkraft (F_p) sowie die durch Neigung des Werkzeugs verursachte Querkraft (F_λ) aufgezeichnet und ausgewertet. Die Messfrequenz der Kräfte wurde mit 1 kHz auf das Maximum des Messsystems festgesetzt.

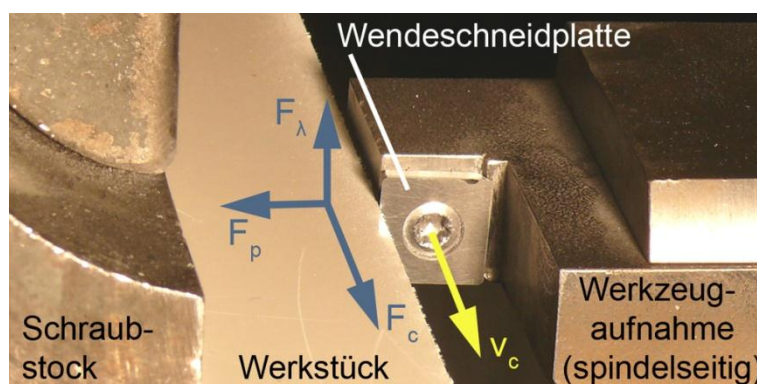


Abbildung 5-7: Versuchsaufbau des Stoßprozesses: Werkzeug im Eingriff; während des Schnitts gemessene Kraftkomponenten

5.3.3 Messdatenaufbereitung

Die Aufbereitung der Kraftmessdaten war aufgrund des gewählten Versuchsaufbaus relativ einfach. Nachdem der Schnittbereich innerhalb der Rohdaten identifiziert war, wurden die Messdaten des Schnitts gemittelt sowie die dazugehörigen Standardabweichungen berechnet. D.h., es wurde für jede Parameterkombination ein gemittelter Betrag der jeweiligen Kräfte ermittelt. Für die weitere Auswertung wurden die absoluten Kräfte durch den Spanungsquerschnitt dividiert um somit die spezifischen Schnitt-, Passiv- und Querkräfte (k_c , k_p , k_λ) zu erhalten.

In Abbildung 5-8 ist exemplarisch der Schnittkraftverlauf über der Zeit für je eine (a) SMC- und eine (b) CFK-Probe bei ansonsten gleicher Parameterwahl dargestellt. Die berechneten Mittelwerte sowie die Standardabweichungen sind ebenfalls eingezeichnet.

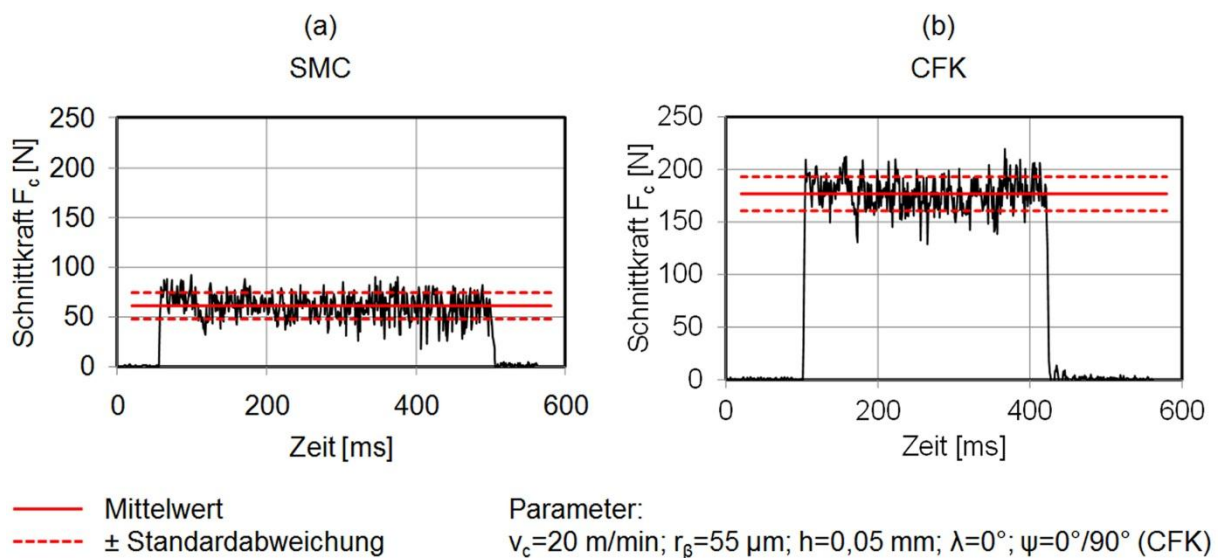


Abbildung 5-8: Exemplarische Darstellung der Rohdaten der Schnittkraftverläufe für (a) SMC und (b) CFK über die gesamte Probenlänge; berechnete Mittelwerte und Standardabweichungen

6 Ergebnisse der Bearbeitungsexperimente

In diesem Kapitel werden die experimentellen Ergebnisse von Bearbeitungsversuchen der neuen vorgestellten Bearbeitungsstrategien (vgl. Kapitel 4) sowie der Referenzprozesse vorgestellt und diskutiert. Die Darstellung der Ergebnisse wird dabei auf diejenigen Parameter beschränkt, die signifikanten Einfluss auf die Bearbeitungsqualität besitzen. Konkret sind das in der Regel die verschiedenen Werkzeugvorschübe und -orientierungen, während für die Schnittgeschwindigkeit v_c aufgrund der prozessbedingten großen Streuung im Ergebnis keine aussagekräftigen Trends ermittelt werden konnten (vgl. dazu auch Kapitel 7). Als primäre Bewertungsgröße für die Bearbeitungsqualität wird im Rahmen dieses Kapitels für beide untersuchten Werkstoffe das Verhältnis der geschädigten Fläche an den Decklagen bezogen auf den Bohrungsquerschnitt ($F_{D,FI}$) verwendet (vgl. Abschnitt 2.2.1.3, Schlussfolgerung 2-4). Zusätzliche Darstellungen der Ergebnisse für das Durchmesser Verhältnis $F_{D,D}$ sind für alle vorgestellten Diagramme im Anhang beigefügt, um die Ergebnisse auch hinsichtlich stark lokaler Schädigung zu quantifizieren.

6.1 Ergebnisse der einachsigen Bohrstrategien

An dieser Stelle werden zunächst die Bearbeitungsergebnisse sämtlicher rein einachsiger Strategien vorgestellt. Diese dienen auch als Referenz für die in den Abschnitten 6.2 und 6.3 behandelten Ergebnisse der Frässtrategien.

6.1.1 Parametereinfluss auf die Werkstückschädigung

Werden zunächst die Werkstückschädigungen betrachtet, die sich an den Decklagen durch die Bearbeitung mittels Wendelbohrer (mit und ohne Vorbohrung) ergeben, so zeigen sich stark unterschiedliche Trends zwischen der Werkzeugeintrittsseite (Oberseite, OS) sowie der Werkzeugaustrittsseite (Unterseite, US). Dies ist in Abbildung 6-1 für SMC und in Abbildung 6-2 für CFK dargestellt. Während der Schädigungsgrad am Eintritt mit zunehmendem Vorschub für beide Werkstoffe kontinuierlich ansteigt, zeigt sich am Austritt ein anderes Bild. Im Falle von SMC liegt ein vergleichsweise gleichmäßiges Schädigungsbild, bei jedoch hohen Streuungen in den Ergebnissen vor. Es kann kein deutlicher Trend zwischen Vorschub und Schädigung identifiziert werden. Bei der CFK-Bearbeitung zeigt sich jedoch, dass es mit steigendem Vorschub zunächst zu ebenfalls steigenden Schädigungsgraden am Austritt kommt, bevor die Bearbeitungsqualität bei hohen Vorschüben wieder besser wird. Dies wird auf die im Vergleich zu SMC höhere Werkstückfestigkeit der CFK-Proben und die Werkzeugwendelung zurückgeführt, wodurch bei höherem Vorschub die untere

Decklage entlang der Wendelung nach oben gezogen wird. Dieser Effekt entspricht dem erwarteten Vorteil der einachsigen Bearbeitungsstrategie (Einzahnfräser, hoher Vorschub) und wird in Kapitel 6.1.2 ausführlicher diskutiert.

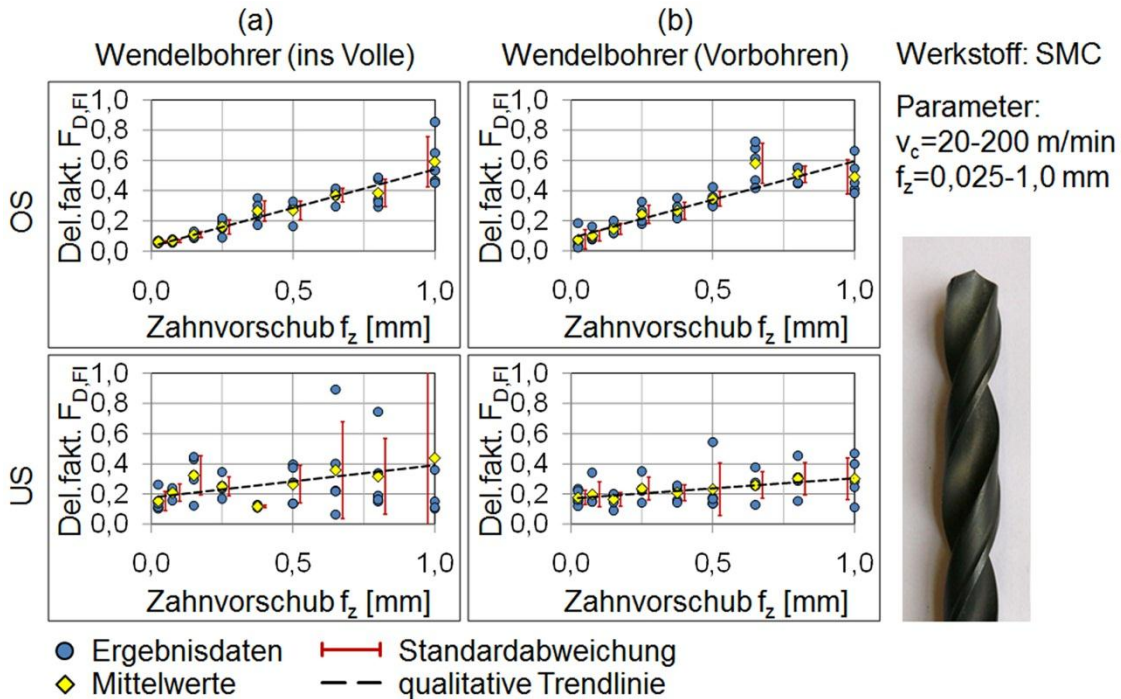


Abbildung 6-1: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,FI}$ an SMC bei Verwendung von Wendelbohrern mit und ohne Vorbohrung über Vorschub f_z

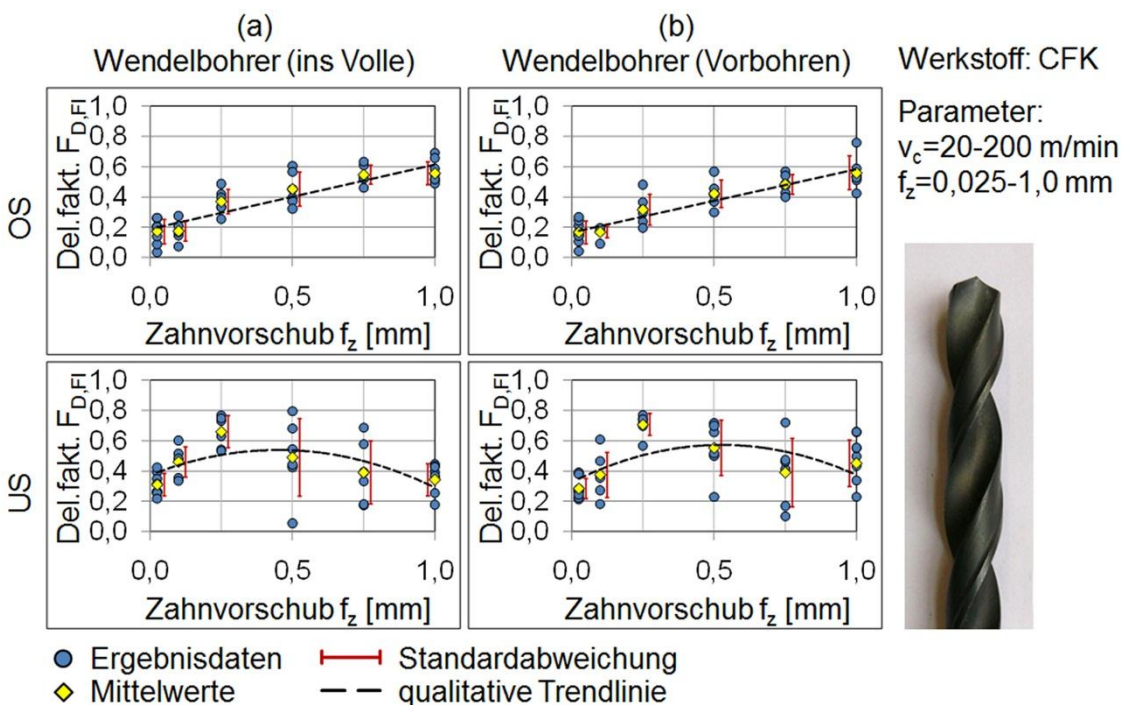


Abbildung 6-2: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,FI}$ an CFK bei Verwendung von Wendelbohrern mit und ohne Vorbohrung über Vorschub f_z

Insgesamt liegen die erreichbaren Qualitäten an der Unterseite (im Mittel mindestens ca. 0,2 bei SMC, bzw. 0,3 bei CFK) deutlich unterhalb derer, die an der Oberseite bei kleinen Vorschüben möglich sind. Interessant ist auch anzumerken, dass es weder bei SMC noch bei CFK einen signifikanten Vorteil durch Vorbohren gibt. Die Ergebnisse weisen in beiden Fällen sehr ähnliche Trends bei sehr ähnlichen Schädigungsniveaus auf. Dies wurde in ähnlicher Weise von Faraz beim Bohren in vorgebohrte GFK-Proben ermittelt [Far-11], widerspricht aber gewissermaßen den Erwartungen aus dem Stand der Technik.

Vergleicht man nun zusätzlich die Bearbeitungsergebnisse des Stufenbohrers und des Einzahnfräasers für SMC ($F_{D,FI}$ über f_z) (Abbildung 6-3), so zeigt sich für beide Werkzeuge an der Oberseite ebenfalls eine Zunahme des Schädigungsgrades mit zunehmendem Vorschub. Im relativen Vergleich der einachsigen Strategien untereinander zeigt der Stufenbohrer, auch im höheren Vorschubbereich, die geringsten Schädigungswerte. Sehr gute Bearbeitungsergebnisse sind bei kleinen Vorschüben jedoch auch durch den Einzahnfräser erzielbar.

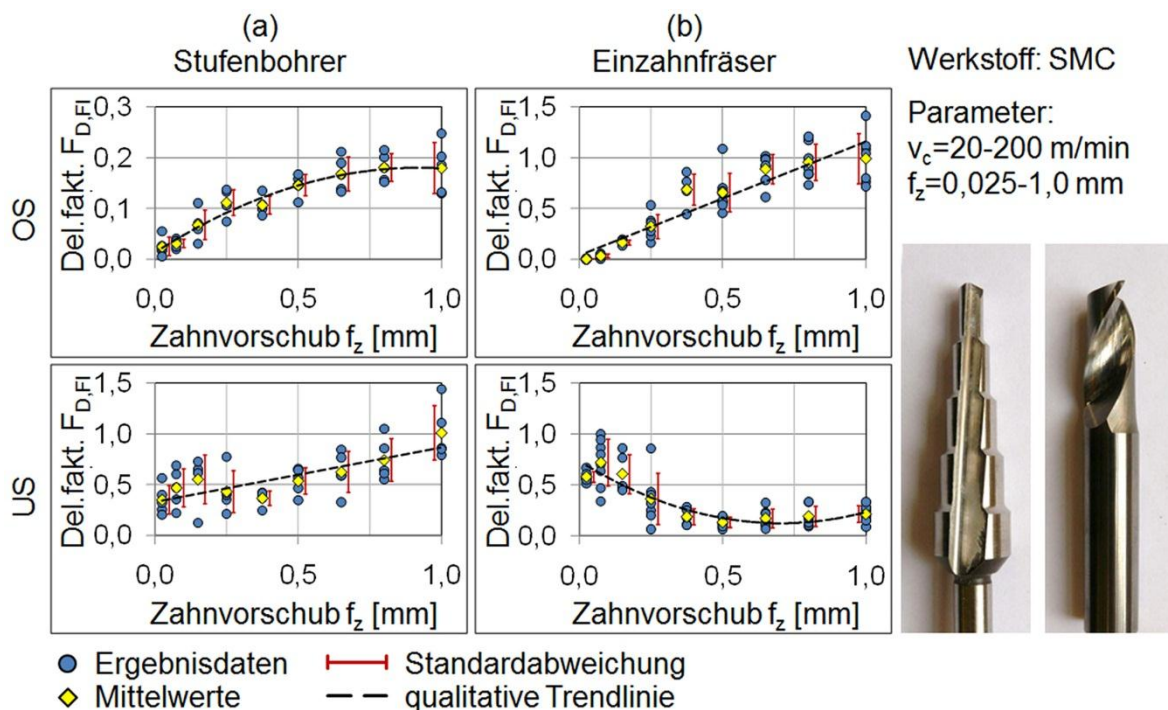


Abbildung 6-3: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,FI}$ an SMC bei Verwendung von Stufenbohrer (a) und Einzahnfräser (b) über Vorschub f_z

Der Verlauf des Schädigungsgrades über dem Vorschub weist am Werkzeugaustritt ein stark unterschiedliches Verhalten auf. Sowohl Stufenbohrer als auch Einzahnfräser liefern vergleichsweise sehr schlechte Bearbeitungsergebnisse schon bei kleinen Vorschüben. Beim Stufenbohrer

verursacht eine Vorschüberhöhung ebenfalls eine weitere Verschlechterung des Bearbeitungsergebnisses. Mit dem Vorschub ansteigende Prozesskräfte wirken auch in diesem Fall stärker schädigend. Im Gegensatz dazu ist jedoch beim Einzahnfräser der erwartete Effekt einer Verringerung der Schädigungen bei höheren Vorschüben erkennbar. Die besten Bearbeitungsergebnisse lassen sich hier mit Vorschüben im Bereich von 0,5 mm erzielen und liegen auf vergleichbarem Niveau wie die bestmöglichen durch einachsige Referenzprozesse erzielten Ergebnisse. Eine ausführliche Diskussion folgt im kommenden Kapitel 6.1.2.

Alle in diesem Abschnitt vorgestellten Bearbeitungsergebnisse in Form von $F_{D,FI}$ zeigen die gleichen Tendenzen auch für die Delaminationsfaktoren $F_{D,D}$ und $F_{D,gew.}$ In Anhang A.1 sind dazu die Diagramme des Delaminationsfaktors $F_{D,D}$ (max. Schädigungsdurchmesser / Bohrungsdurchmesser) über f_z dargestellt.

6.1.2 Diskussion der neuen einachsigen Bearbeitungsstrategie

6.1.2.1 Bearbeitungsqualität

Die Idee der vorgeschlagenen Strategie des einachsigen Bohrens mit hohem Vorschub und gewendelttem Werkzeug liegt wie in Abschnitt 4.1 beschrieben in der Nutzung der Werkzeugwendelung zur „Umkehrung“ der resultierenden Vorschubkraft entgegen der Vorschubrichtung. Dazu ist in Abbildung 6-4 zunächst exemplarisch der Kraftschrieb der Vorschubkraft einer mittels Einzahnfräser hergestellten Bohrung abgebildet.

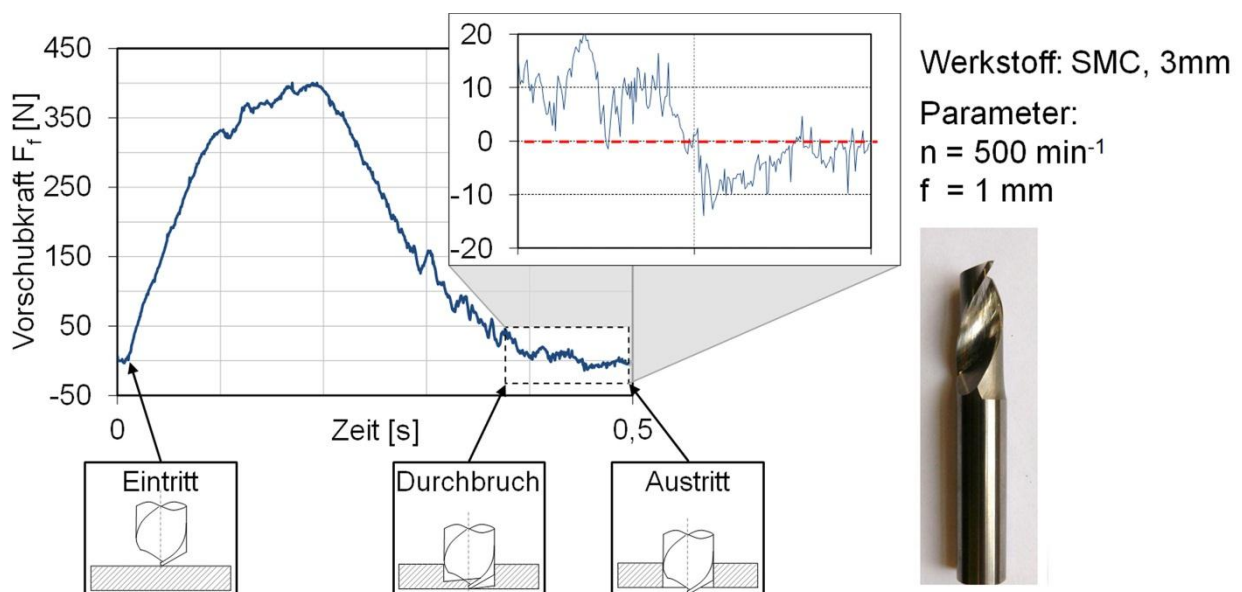


Abbildung 6-4: Kraftschrieb eines Bohrvorgangs mittels Einzahnfräser in SMC bei hohem axialen Vorschub

Die Zeitpunkte des Werkzeugeintritts, des ersten Durchbruchs der Fräserzahnspitze sowie der endgültige Austritt des Fräasers (und damit die Fertigbearbeitung der Bohrung) sind schematisch zeitlich dargestellt. Interessant ist für die vorgestellten Überlegungen besonders der Zeitbereich zwischen dem ersten lokalen Durchbruch der Werkzeugspitze und dem gesamten Werkzeugdurchbruch (ca. eine vollständige Werkzeugrotation später). In diesem Zeitfenster konnte ein Abfall der resultierenden Axialkraft in den negativen Bereich gemessen werden. Die Kraftbeträge sind zwar relativ gering im Vergleich zur maximalen Vorschubkraft, sie sind jedoch größer als die Signalstreuung und damit deutlich erkennbar.

Anhand des Kraftschriebs wird auch der prinzipielle Schwachpunkt dieser Bearbeitungsstrategie (und damit aller ähnlichen einachsigen Bohrstrategien) ersichtlich: Im zeitlichen und räumlichen Bereich zwischen Werkzeugdurchbruch und Werkzeugaustritt kann die Vorschubkraft prinzipiell nicht schlagartig ins Negative umgekehrt werden. Ein Teil des Bohrungsrandes wird somit noch immer mit (ungünstiger) nach außen wirkender resultierender Gesamtkraft bearbeitet (vgl. Schlussfolgerung 4-1). Als Ursache können die unvermeidliche Schneidkantenverrundung sowie der Abbau von durch die Vorschubkraft verursachten elastischen Verformungen angeführt werden. Um dies näher zu diskutieren, wird an dieser Stelle eine weitere Bewertungsgröße des Bearbeitungsergebnisses definiert: das dimensionslose Verhältnis der geschädigten Länge der Bohrungskante zum Kreisumfang des Bohrloches.

$$F_{D,Kante} = \frac{\text{geschädigte Kantenlänge}}{\pi \cdot d_{Loch}} \quad (\text{Formel 6-1})$$

In Abbildung 6-5 ist nun noch einmal der Schädigungsgrad durch das Bohren mit Einzahnfräser an der Unterseite von SMC-Proben in Form von $F_{D,Fl}$ (vgl. Abbildung 6-3b, US) zusammen mit $F_{D,Kante}$ über dem Vorschub aufgetragen (a). Zusätzlich sind exemplarische Fotografien der Bearbeitungsergebnisse mit ermitteltem Schädigungsbereich für geringe, mittlere und hohe Vorschübe abgebildet (b). Unter den Fotos sind jeweils die radialen Schädigungslängen als Plot über dem Winkel aufgetragen.

Wird nun zunächst der Verlauf der Kantenschädigung über dem Vorschub betrachtet, so zeigt sich, dass im selben Maße wie die Werkstückschädigung abnimmt, auch der Betrag an schädigungsfreiem Bohrungsrand zunimmt. Es gibt also Bereiche der Bohrungskante, die als nahezu schädigungsfrei angesehen werden können. Dies kann qualitativ auch an den abgebildeten Bohrungsfotos mit definierten Schädigungen bestätigt werden. Während es bei kleinen Vorschüben (und dadurch bei geringen Axialkräften) zu Schädigungen kommt,

die am gesamten Bohrungsrand vorliegen, erfolgt durch die Erhöhung des Vorschubs eine „Lokalisierung“ der Schädigungen. Dies wurde messtechnisch nicht mit der Werkzeugposition bzw. dem Durchstoßbereich des Werkzeugs korreliert. Es kann jedoch davon ausgegangen werden, dass sich der Bereich, in dem die Bohrungskante mit nach innen gerichteten Bearbeitungskräften gefertigt wird, schwerpunktmäßig am ungeschädigten Bohrungsrand wiederfindet.

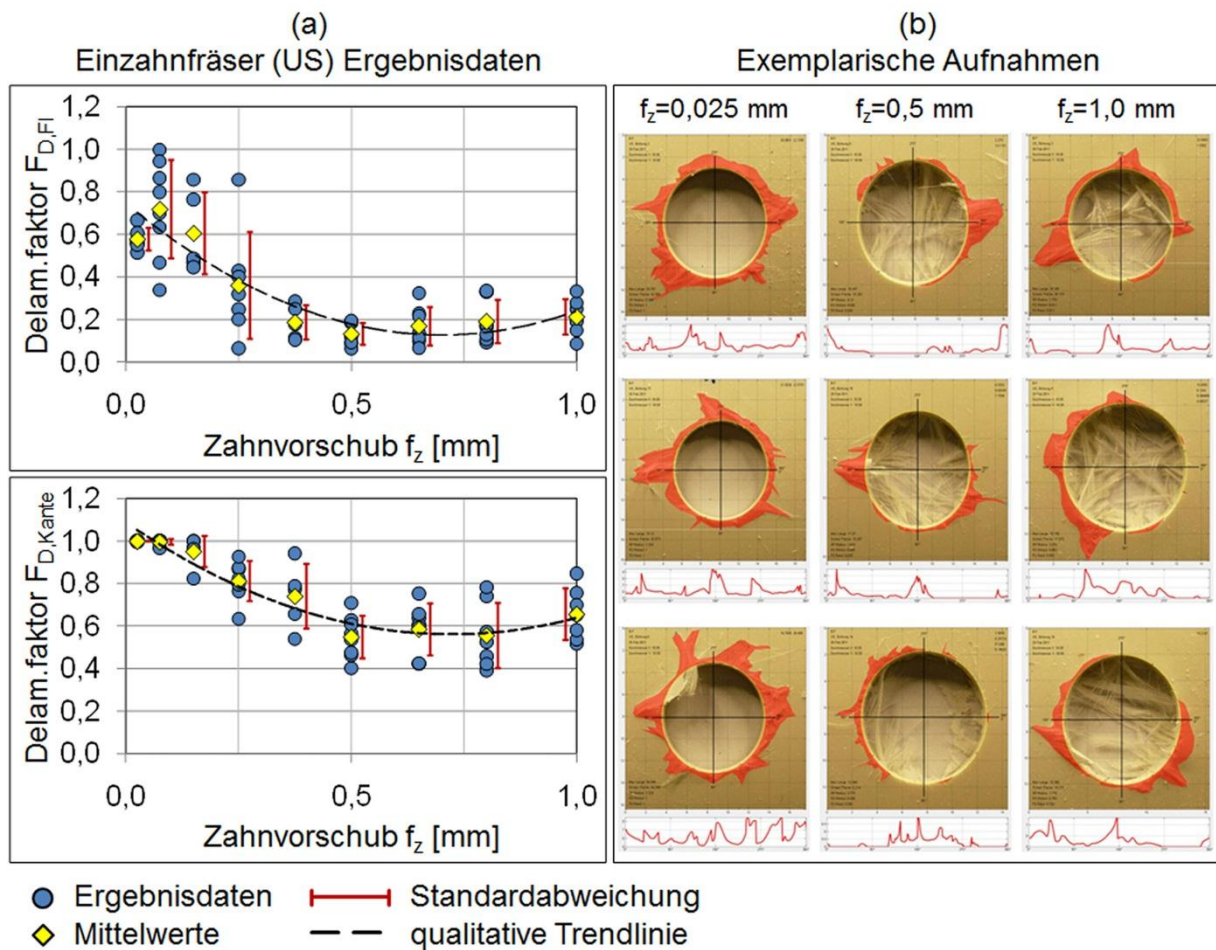


Abbildung 6-5: Werkstückschädigung (Fläche und Bohrungskante) beim Einzahnfräser (a) und exemplarische Darstellung von ausgewerteten Schädigungsbereichen am Werkzeugaustritt bei SMC-Proben (b)

Um die vorgeschlagene einachsige Bearbeitungsstrategie hinsichtlich ihres Potenzials einzuordnen, bleibt festzuhalten, dass sie relativ zu den Referenzprozessen vergleichbar gute Qualitäten zu fertigen im Stande ist. Es besteht jedoch das prinzipielle Problem des Durchbruchs des Werkzeugs und der damit verbundenen Bearbeitung eines Teils der Bohrung mit nach außen gerichteter resultierender Kraft. Die positiven Trends von geeigneter Prozesskraftrichtung sind zwar deutlich am Bearbeitungsergebnis abzulesen,

das absolute Maß der Bearbeitungsqualität bietet jedoch besonders am Bohrungsaustritt noch Potenzial für Verbesserungen.

6.1.2.2 Prozesskomplexität

Das einachsige Bohren mit hohem Vorschub ist hinsichtlich der Komplexität mit dem Bohren mit variablen Vorschubstrategien gleichzusetzen (vgl. Abschnitt 2.2.4.2). Der Unterschied besteht lediglich darin, dass zum Erreichen des mittels dieser Strategie bestmöglichen Ergebnisses am Werkzeugeintritt geringe Vorschübe und hohe Vorschübe am Werkzeugaustritt zu wählen sind. Der Umsetzungsaufwand kann demnach als gering eingestuft werden. Abbildung 6-6 zeigt exemplarische Gegenüberstellungen der Decklagenschädigungen an Werkzeugeintritts- und Werkzeugaustrittsseite bei gezielter Variation des Axialvorschubs. Die Bilder zeigen deutlich die starken Unterschiede im Bearbeitungsergebnis bei ungünstiger (a) und optimierter Vorschubstrategie (c), sowie einer Zwischenstufe (b).

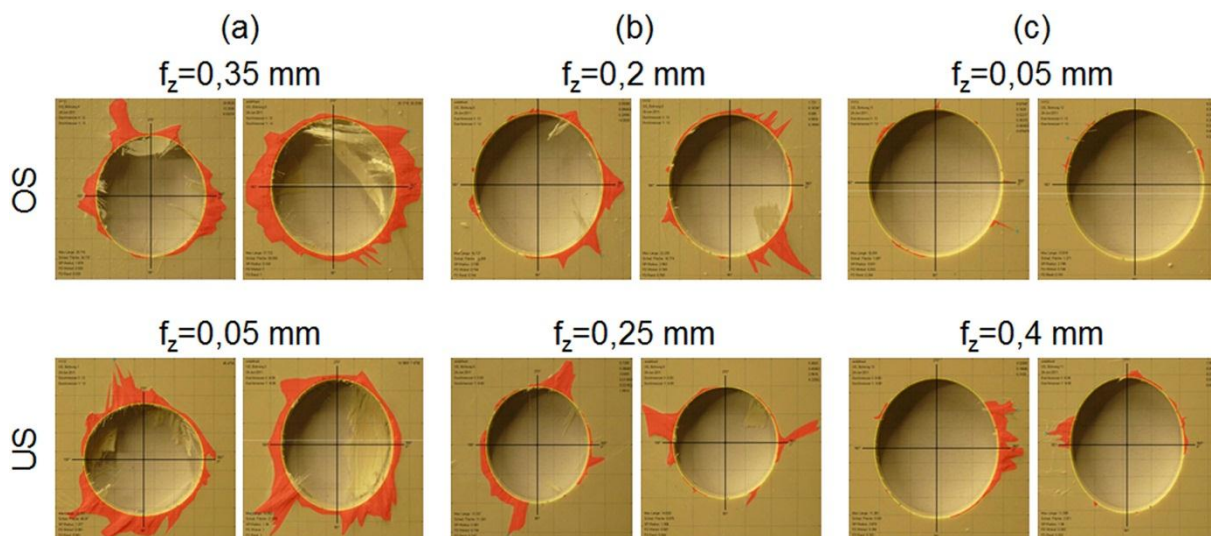


Abbildung 6-6: Exemplarische Darstellung ausgewerteter Schädigungsbereiche an Werkzeugeintritt und Werkzeugaustritt bei sehr ungünstiger (a) und optimierter Vorschubstrategie (c), sowie einer Zwischenstufe (b)

6.1.3 Fazit zu den einachsigen Bohrstrategien

Die folgenden Schlussfolgerungen können aus den Ergebnissen der einachsigen Bearbeitungsstrategien zusammengefasst werden:

Schlussfolgerung 6-1

Es lassen sich bei allen untersuchten einachsigen Bearbeitungsstrategien sehr gute Bearbeitungsqualitäten an der Werkzeugeintrittsseite durch die Verwendung geringer Axialvorschübe erzielen. Die Austrittsseite dagegen ist

deutlich kritischer zu bewerten. Keines der untersuchten Werkzeuge konnte hier zuverlässig geringere mittlere Schädigungsgrade als $F_{D,FI}=0,2$ (SMC) bzw. $F_{D,FI}=0,3$ (CFK) erzeugen.

Schlussfolgerung 6-2

Bei der Verwendung von Wendelbohrern kann keine signifikante Verbesserung im Bearbeitungsergebnis durch Vorbohren erzielt werden. Die Ergebnisse liegen auf nahezu identischem Niveau und zeigen dieselben Trends.

Schlussfolgerung 6-3

Bei stark gewendeltem Werkzeug nimmt der Schädigungsgrad am Werkzeugaustritt mit zunehmendem Vorschub über einen großen Bereich ab, da ein Teil der Bohrung in der Art bearbeitet wird, dass die Bearbeitungskräfte über die Werkzeugwendelung nach innen gerichtet sind. Es findet eine „Lokalisierung“ der Schädigung statt, Randbereiche können ohne bzw. mit sehr geringen Schädigungen gefertigt werden.

Schlussfolgerung 6-4

Die grundlegende Problematik der einachsigen Bearbeitungsstrategien sind der Werkzeugdurchstoß sowie die daraus resultierenden Schädigungen. Daher wird auch durch die vorgeschlagene einachsige Bearbeitungsstrategie noch kein ausreichend gutes Bearbeitungsergebnis am Werkzeugaustritt erzielt.

6.2 Ergebnisse der dreiachsigen Frässtrategien

Es werden im Rahmen dieser Arbeit zwei dreiachsige Bearbeitungsstrategien zur Bohrlochherstellung untersucht. Dies ist zum einen das Zirkularfräsen, das gemäß dem Stand der Technik als Referenzprozess dient und im Vergleich zu einachsigen Bohrwerkzeugen beste Bearbeitungsergebnisse zu fertigen vermag. Des Weiteren wird die in Kapitel 4.2 vorgestellte Strategie des kombinierten Zirkular- und Spiralfräsens vergleichend betrachtet.

6.2.1 Parametereinfluss auf die Werkstückschädigung

Auch hier werden zunächst die Werkstückschädigung und der Einfluss der variierten Prozessparameter darauf betrachtet. In den folgenden beiden Abbildungen ist die Decklagenschädigung $F_{D,FI}$ an Werkstückoberseite und Werkstückunterseite für SMC (Abbildung 6-7) und CFK (Abbildung 6-8) über dem radialen Zahnvorschub $f_{z,radial}$ und der Schnitttiefe a_p aufgetragen.

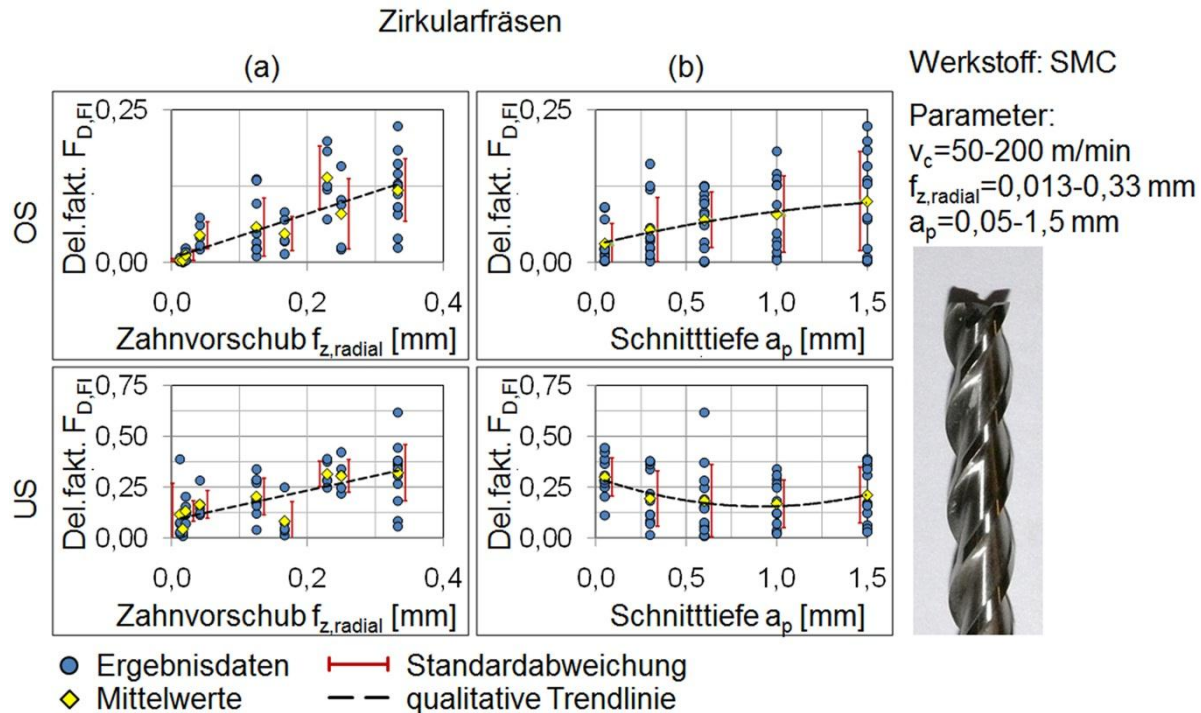


Abbildung 6-7: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,FI}$ an SMC beim Zirkularfräsen über radialem Vorschub $f_{z,radial}$ (a) und Schnitttiefe a_p (b)

Beim kurzglasfaserverstärkten SMC-Werkstoff lassen die Ergebnisse auf ein gutes Bearbeitungsergebnis an der Oberseite schließen, wenn sowohl geringe radiale als auch axiale (proportional zu a_p) Vorschübe gewählt werden. Das Ergebnis verschlechtert sich zunehmend, wenn $f_{z,radial}$ und a_p gesteigert werden. Dies ist konsistent mit den erwarteten Trends, da durch höhere Vorschübe die Beträge der Bearbeitungskräfte steigen; höhere Schnitttiefen (mit $f_{z,axial} > r_\beta$) verursachen einen Werkzeugeingriff an der gewendelten Umfangsschneide, der im Decklagenbereich ein sehr ungünstiges Hochziehen des Werkstoffs zur Folge hat. Die Bearbeitungsergebnisse am Werkzeugaustritt (US) zeigen für den radialen Vorschub denselben Trend: eine Zunahme der Schädigung mit steigenden Vorschüben. Eine Erhöhung von a_p (und somit von $f_{z,axial}$) führt jedoch zu keiner Schädigungszunahme, wie sie gemäß dem Stand der Technik zu erwarten wäre (vgl. Schlussfolgerung 2-11). Vielmehr zeigt sich ein Trend, der eine starke Analogie zum Bohren mit hohem Vorschub aufweist: Die Schädigungen nehmen von sehr geringen Axialvorschüben ausgehend zunächst leicht ab, erreichen ein Minimum und steigen erst bei hohen Vorschüben wieder an. Auch hier kommt es allem Anschein nach zu einer Bearbeitung mit (durch die Werkzeugwendelung) der axialen Vorschubrichtung entgegen gerichteten Prozesskräften. Der Grund relativ starker Werkstückschädigung bei geringen axialen Vorschüben (und somit geringen axialen Bearbeitungskräften) wird analog zu den in Abschnitt 6.1.2.1 diskutierten Ergebnissen des Bohrens mit

hohem Vorschub in der Kombination aus Schneidkantenverrundung und daraus resultierender Durchstoßproblematik gesehen. Bei geringen Axialvorschüben ($f_{z,axial} < r_\beta$) wird der Durchstoßprozess des Fräasers nicht innerhalb einer Werkzeugumdrehung abgeschlossen. Die resultierenden Belastungen der bearbeiteten Decklage sind stets nach außen gerichtet. Hohe Vorschübe ($f_{z,axial} > r_\beta$) andererseits führen dazu, dass das Durchstoßen innerhalb einer Werkzeugumdrehung stattfindet, es somit zu einer stärker lokalisierten Belastung und somit Schädigung kommt. In Summe führt dies den Ergebnissen nach jedoch zu einer Schädigungsreduktion.

Die für SMC beschriebenen Ergebnisse und Trends werden durch die Ergebnisse der CFK-Bearbeitung bestätigt. Eine Vorschubsteigerung (radial und axial) sorgt am Werkzeugeintritt für eine Zunahme der Schädigung. Am Werkzeugaustritt sind jedoch auch hier wieder zu geringe Axialvorschübe zu vermeiden (Abbildung 6-8).

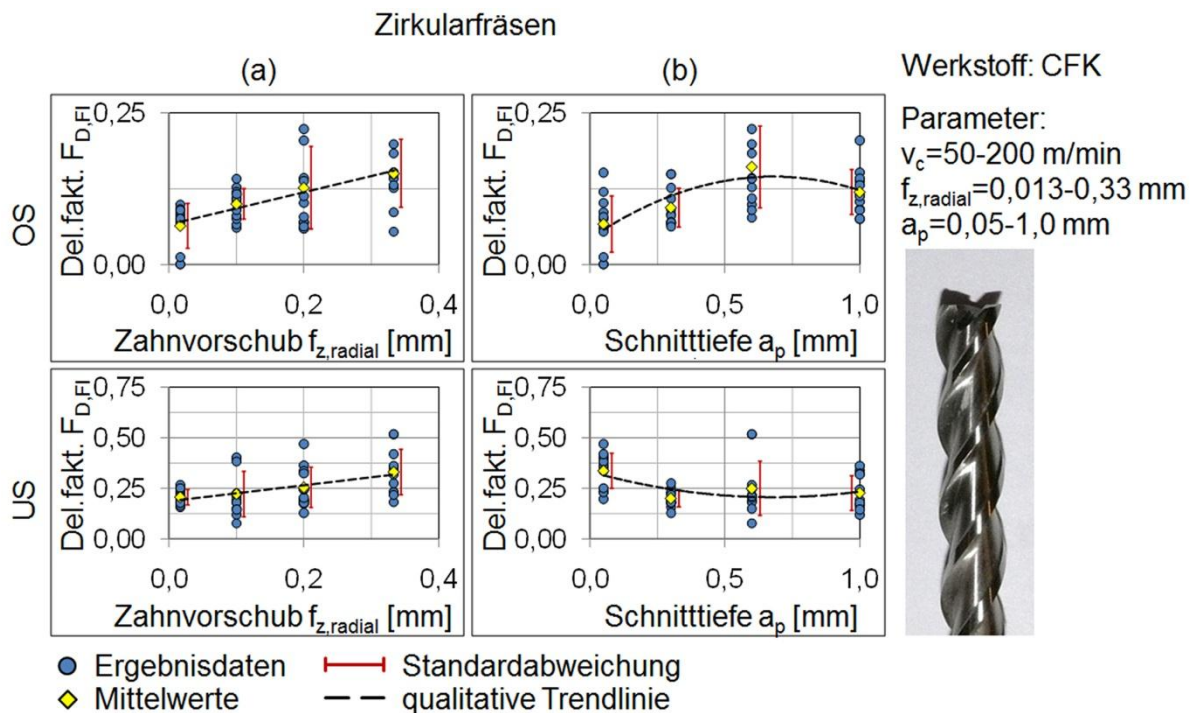


Abbildung 6-8: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,FI}$ an CFK beim Zirkularfräsen über radialem Vorschub $f_{z,radial}$ (a) und Schnitttiefe a_p (b)

Die Bearbeitungsergebnisse der neuen Strategie des kombinierten Zirkular- und Spiralfräsens sind für beide Werkstoffe in Abbildung 6-9 dargestellt. Da die Bearbeitung an der Oberseite reines Zirkularfräsen ist, sind lediglich die Parametereinflüsse von $f_{z,radial}$ und a_p auf die Schädigung am Werkzeugaustritt

aufgetragen. Die Schnitttiefe a_p gilt in diesem Fall für die zirkuläre Fräsbearbeitung beim „Vorlochen“ des Werkstücks (vgl. Abschnitt 4.2).

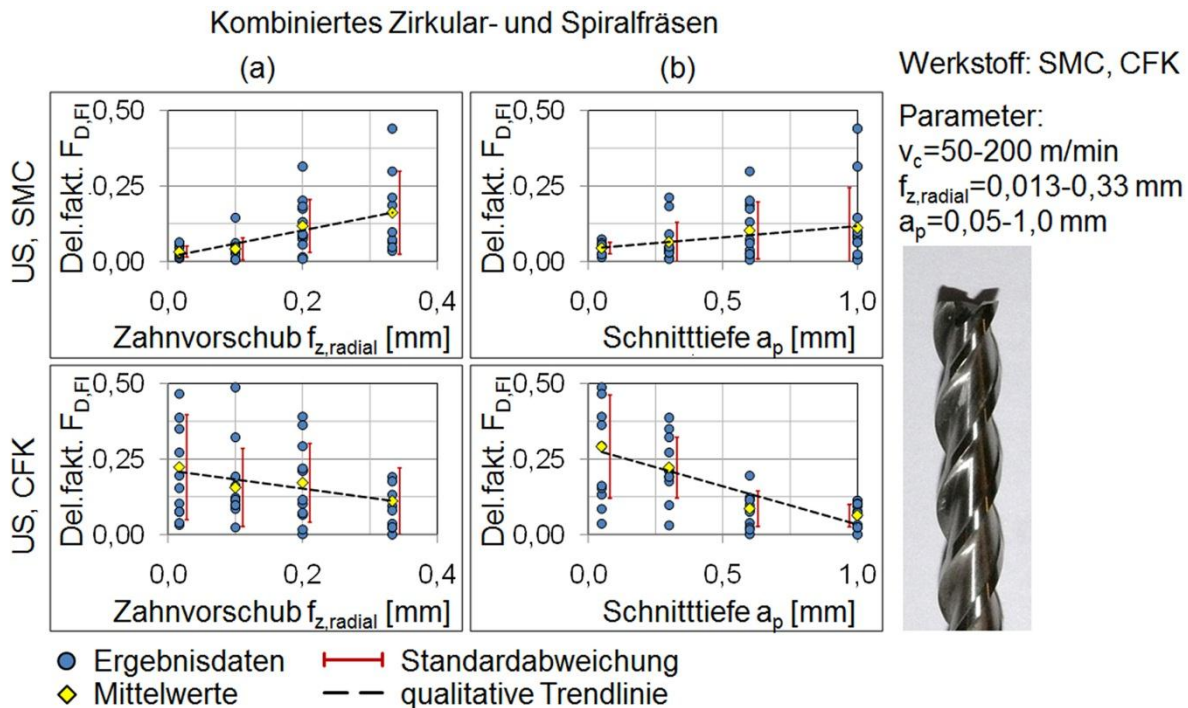


Abbildung 6-9: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,FI}$ an SMC und CFK beim kombinierten Zirkular- und Spiralfräsen über radialem Vorschub $f_{z,radial}$ (a) und Schnitttiefe a_p (b)

An dieser Stelle zeigen sich für SMC und CFK grundverschiedene Trends in den Einflüssen der Prozessparameter. Während sich bei SMC sowohl eine Zunahme des radialen Vorschubs als auch eine Erhöhung der Schnitttiefe in einer stärkeren Schädigung ausdrücken, ist der Einfluss bei CFK genau umgekehrt. Hier verursachen hohe Vorschübe (radial und axial) tendenziell geringere Schädigungsgrade.

Um eine mögliche Erklärung dieser Ergebnisse geben zu können, müssen zwei Punkte rekapituliert werden:

- (1) Der CFK-Werkstoff besitzt aufgrund seiner geordneten Endlosfaserverstärkung eine sehr hohe Festigkeit entlang der Faserlagen, zwischen den Faserlagen jedoch nur die geringere Festigkeit der Matrix. Der Unterschied zwischen diesen Festigkeiten ist immens. Der kurzglasfaserverstärkte SMC-Werkstoff dagegen weist aufgrund der zufälligen Faserverteilung ein annähernd homogenes Verhalten in lokalen Bereichen auf.

- (2) Wie bereits beim Bohren mit hohem Vorschub und beim Zirkularfräsen diskutiert, führt ein geringer Axialvorschub zu einer verhältnismäßig gleichmäßigen Schädigung um den gesamten Bohrungsrand. Hohe Vorschübe dagegen können eine Lokalisierung der Schädigung verursachen, wodurch somit sehr gering geschädigte oder gar schädigungsfreie Bereiche des Bohrungsrandes entstehen.

In Anbetracht dieser Punkte lassen sich die Ergebnisse aus Abbildung 6-9 erklären. Gemäß der Prozessschritte der Bearbeitungsstrategie wird davon ausgegangen, dass durch den Prozessschritt des „Vorlochens“ Schädigungen entstehen, die im anschließenden spiralförmigen Fräsen wieder entfernt werden. Liegen diese Schädigungen im schlechtesten Fall am gesamten Umfang des vorgebohrten Lochs vor (a_p klein) und wird zudem mit geringem radialen Vorschub gearbeitet, so scheint die Schädigung beim CFK vor dem Werkzeug in zuvor ungeschädigte Werkstückbereiche vorangetrieben zu werden. Durch einen größeren radialen Vorschub tritt dieser Effekt in geringerem Maße auf. Beim SMC dagegen fehlt die starke Heterogenität in den Festigkeiten zwischen den geordneten Faserlagen. Eine Zunahme des radialen Vorschubs verursacht in diesem Fall erhöhte Prozesskräfte, die stärker schädigend wirken. Durch das „Vorlochen“ eingebrachte Werkstückschädigungen lassen sich jedoch auch bei geringen Vorschüben entfernen, ohne weiter in die ungeschädigten Bereiche vorgetrieben zu werden. Das kurzglasfaserverstärkte SMC verhält sich somit annähernd wie ein homogener Werkstoff.

Analog zu den Ergebnissen der einachsigen Versuche kann auch für die untersuchten dreiachsigen Strategien festgehalten werden, dass die Bearbeitung der Werkzeugeintrittsseite deutlich weniger kritisch und mit geringeren Werkstückschädigungen verbunden ist. Im Vergleich zur einachsigen Bearbeitung lassen sich sowohl durch Zirkularfräsen als auch durch kombiniertes Zirkular- und Spiralfräsen an der Werkzeugaustrittsseite geringere Werkstückschädigungen ($F_{D,FI}$) erreichen (im Mittel bis max. 0,15 statt 0,2 bei SMC, bzw. max. 0,2 statt 0,3 bei CFK).

Alle in diesem Abschnitt vorgestellten Bearbeitungsergebnisse in Form von $F_{D,FI}$ zeigen die gleichen Tendenzen auch für die Delaminationsfaktoren $F_{D,D}$ und $F_{D,gew.}$. In Anhang A.2 sind dazu die Diagramme des Delaminationsfaktors $F_{D,D}$ (max. Schädigungsdurchmesser / Bohrungsdurchmesser) über $f_{z,radial}$ und a_p dargestellt.

6.2.2 Diskussion der neuen dreiachsigen Bearbeitungsstrategie

6.2.2.1 Bearbeitungsqualität

Zum direkten Vergleich der erreichbaren Bearbeitungsqualitäten der neuen Strategie gegenüber dem Referenzprozess Zirkularfräsen sind die Schädigungen für beide Prozesse über den signifikanten Prozessparametern $f_{z,radial}$ und a_p als Flächen (gewichtetes Mittel) in 3D-Diagrammen dargestellt (Abbildung 6-10). Diese Art der Darstellung erlaubt sehr gut relative Vergleiche zwischen den Strategien an Werkzeugeintritts- und Werkzeugaustrittsseite (OS und US), bei jedoch leichtem Genauigkeitsverlust der Abbildung durch die Mittelungen. Sie wurde dennoch gewählt, um auch unter Berücksichtigung der starken Ergebnisstreuungen nachvollziehbare Aussagen treffen zu können.

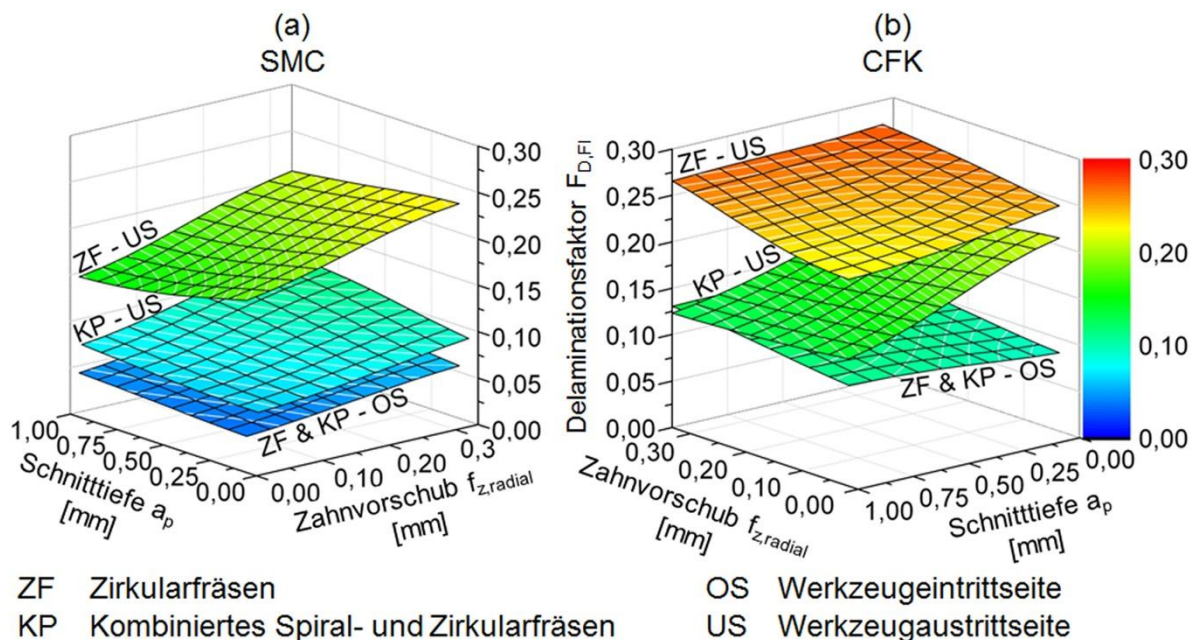


Abbildung 6-10: Vergleich der bearbeitungsinduzierten Werkstückschädigung $F_{D,FI}$ durch die dreiachsigen Bearbeitungsstrategien an SMC (a) und CFK (b) über radialem Vorschub $f_{z,radial}$ und Schnitttiefe a_p

Die mittleren Bearbeitungsqualitäten bei reinem Zirkularfräsen zeigen deutliche Unterschiede zwischen Schädigung an OS und US. Wie schon erwähnt, laufen die Prozesse von Zirkularfräsen (ZF) und kombiniertem Zirkular- und Spiralfräsen (KP) an der Oberseite identisch ab. Die Bearbeitungsqualitäten an der Unterseite zeigen jedoch das hohe Potenzial der neuen Strategie im Vergleich zum Zirkularfräsen. Im Mittel lassen sich zwar nicht die guten Bearbeitungsergebnisse der Oberseite erreichen, jedoch liegen sie im Falle von SMC konstant nur geringfügig darunter. Bei CFK zeigt sich der zuvor beschriebene grundverschiedene Zusammenhang zwischen Vorschub und Schädigung. Im

untersuchten Parameterbereich liegt die geringste Schädigung an der Unterseite (maximale Vorschübe) bei nur ca. 60% der im Mittel geringstmöglichen Schädigung des Zirkularfräsens (minimale Vorschübe). Im direkten Vergleich zum Zirkularfräsen lassen sich durch die neue vorgeschlagene Strategie für beide untersuchten Werkstoffe deutlich bessere Bearbeitungsergebnisse erzielen.

Eine grundlegende Problematik aller Frässtrategien zur Bohrlochherstellung liegt in der Werkzeugabdrängung durch die Prozesskräfte sowie in der nötigen hohen Maschinensteifigkeit sowie Maschinendynamik bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten. Im Falle einer zirkularen Fräsbearbeitung bspw. müssen die drei linearen Vorschubachsen kontinuierlich simultan interpolieren. Zudem alternieren die Stellwege der für die Kreisbewegung zuständigen Achsen mit jeder Kreisbahn. Werden sehr hohe Vorschubgeschwindigkeiten gewählt, kann es zu abnehmenden geometrischen Formgenauigkeiten im Bearbeitungsergebnis kommen (Unrundheiten). Auch im Rahmen dieser Arbeit entstanden nichtrunde Bohrungen beim Zirkularfräsen und dem kombinierten Prozess bei Verwendung hoher Vorschubgeschwindigkeiten. Diese Problematik ist jedoch bekannt und wird durch speziell dafür ausgelegte Maschinenkonzepte angegangen. Zudem ist sie nicht auf die neue vorgeschlagene Strategie beschränkt. Aus diesen Gründen sind die relativen Aussagen zwischen den Bearbeitungsstrategien bzgl. der bearbeitungsinduzierten Werkstückschädigungen davon nicht beeinträchtigt, sofern die Bestimmung des Schädigungsgrades korrekt durchgeführt wird.

6.2.2.2 Prozesskomplexität

Die hohe Ähnlichkeit der Werkzeugbewegung mit dem Zirkularfräsen ermöglicht eine leichte Einordnung der Komplexität der neuen Strategie des kombinierten Spiral- und Zirkularfräsens. Das Zirkularfräsen selbst ist durch einfache Kreisinterpolation mit überlagerter Vorschubbewegung in Spindelrichtung ohne weiteres in die Werkzeugmaschinenprogrammiersprache (G-Code) übertragbar. Im Falle der neuen Strategie wird die einfache helixförmige Werkzeugbahn lediglich unterbrochen und der Radius der Helix zum „Vorlochen“ reduziert. Nach dem Durchbohren erfolgt die kontinuierliche Vergrößerung der Helix (Spiralfräsen) bis auf den ursprünglichen Bohrungsdurchmesser. Diese spiralförmige Werkzeugbahn lässt sich im einfachsten Fall durch einen oder mehrere Halbkreise annähern, die wiederum als einfache Kreisinterpolationen umgesetzt werden können. Der Unterschied zum Zirkularfräsen ist also lediglich in einer etwas aufwendigeren Programmierung zu sehen, Prozesshauptzeiten

der Bearbeitung sind vergleichbar. Der Umsetzungsaufwand des kombinierten Zirkular- und Spiralfräsens entspricht also in etwa dem des Zirkularfräsens.

6.2.3 Fazit zu den dreiachsigen Frässtrategien

Nach Auswertung der Bearbeitungsversuche der dreiachsigen Frässtrategien lassen sich die folgenden maßgeblichen Schlussfolgerungen ziehen:

Schlussfolgerung 6-5

Die erreichbaren Bearbeitungsqualitäten liegen für die beiden untersuchten Strategien oberhalb derer, die durch einachsiges Bohren erreichbar sind. So konnten zuverlässig Schädigungsgrade an der Werkzeugaustrittsseite von $F_{D,FI}=0,1-0,15$ (SMC) bzw. $F_{D,FI}=0,1-0,2$ (CFK) erreicht werden.

Schlussfolgerung 6-6

Beim Zirkularfräsen zeigt sich für beide Werkstoffe der Trend leicht abnehmender Schädigungsgrade mit zunehmendem Axialvorschub $f_{z,axial}$ bzw. Schnitttiefe a_p , bevor sie bei sehr hohen Axialvorschüben wieder leicht ansteigen. Dieser Trend ist ähnlich dem beim Bohren mit hohem Vorschub vorliegenden Parametereinfluss. Sehr geringe Axialvorschübe sind also an der Austrittsseite nicht vorteilhaft.

Schlussfolgerung 6-7

Im Vergleich der neuen Strategie des kombinierten Zirkular- und Spiralfräsens mit dem Zirkularfräsen liegen die Schädigungsgrade der neuen Strategie an der Werkzeugaustrittsseite für beide Werkstoffe bei nur ca. 60%. Zusammen mit der einfachen Umsetzungsmöglichkeit der neuen Strategie kann diese als wirkliche Alternative angesehen werden.

Schlussfolgerung 6-8

Beim kombinierten Zirkular- und Spiralfräsen zeigt sich im Falle der CFK-Bearbeitung im Vergleich zur SMC-Bearbeitung ein grundverschiedener Einfluss der Vorschübe auf die Werkstückschädigung. Die Bearbeitung mit höheren Vorschüben liefert für CFK die besseren Ergebnisse. Dies wird mit einem Vortrieb der (interlaminaren) Schädigung des Vorbohrens durch das Werkzeug bei geringen Vorschüben erklärt. Die stark unterschiedlichen Festigkeiten innerhalb und zwischen den Faserlagen (endlosfaserverstärktes CFK) begünstigen diesen Effekt. Dass das Bearbeitungsergebnis beim SMC mit zunehmendem Vorschub schlechter wird, lässt auf ein quasi-homogenes Materialverhalten schließen, bei dem sich die bearbeitungsinduzierten Schädigungen durch weitere Bearbeitungen nicht signifikant ausbreiten.

6.3 Ergebnisse des fünfsichtigen TaumelfräSENS

Die neue Bearbeitungsstrategie des fünfsichtigen TaumelfräSENS zur Bohrungsherstellung ist sehr verschieden im Vergleich zum konventionellen Bohren oder auch zum ZirkularfräSEN. Die Werkzeugbewegung ist während des Taumelschritts primär durch den Werkzeugneigungswinkel φ definiert. Dieser Winkel stellt auch den signifikantesten der untersuchten Parameter dar. Die variierten Vorschübe beim Taumelschritt und FertigfräSEN des Bohrlochs, sowie die Schnittgeschwindigkeit spielen innerhalb der variierten Bereiche nur untergeordnete Rollen. Da das TaumelfräSEN jedoch als komplett neuer Prozess angesehen werden kann, wird exemplarisch die Qualität der Schnittfläche der Bohrungswand an CT-Aufnahmen dargestellt, um eventuelle Verschlechterungen gegenüber den Referenzprozessen ausschließen zu können. Auch die Fragestellungen der Umsetzungskomplexität und Bearbeitungsdauer werden im Anschluss an die Diskussion der Bearbeitungsergebnisse ausführlicher behandelt (Kapitel 6.3.2.2).

6.3.1 Parametereinfluss auf die Werkstückschädigung

Es wurde bereits angedeutet, dass der Neigungswinkel die das Bearbeitungsergebnis maßgeblich beeinflussende Variable beim TaumelfräSEN ist. Dies steht im Einklang mit der Prozessidee und den vereinfachten analytischen Berechnungen zur Prozesskraftrichtung aus Kapitel 4.3. In den nachfolgenden Diagrammen ist der Schädigungsgrad $F_{D,FI}$ zusätzlich zum Neigungswinkel φ auch über dem radialen Werkzeugvorschub beim FertigfräSEN des Bohrlochs für SMC (Abbildung 6-11) und CFK (Abbildung 6-12) aufgetragen.

Die Bearbeitungsergebnisse des SMC-Werkstoffs zeigen deutlich, dass der Vorschub des Werkzeugs beim FertigfräSEN des Bohrlochs nahezu keinen Einfluss auf die bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung hat. In Anbetracht der Tatsache, dass die Decklagenbereiche durch den Taumelschritt bereits bis auf den vollen Lochdurchmesser bearbeitet sind und beim FertigfräSEN lediglich das Restmaterial entfernt wird, bestätigt dies die Grundannahme dieser Strategie: Für gute Bearbeitungsqualitäten ist insbesondere die Bearbeitung der Decklagen kritisch. Ein zunehmender Werkzeugneigungswinkel φ beim Taumeln andererseits bewirkt eine Abnahme der Decklagenschädigung. Dies gilt sowohl für die Werkzeugeintrittsseite (OS) als auch die Werkzeugaustrittsseite (US) (vgl. Schlussfolgerung 4-5).

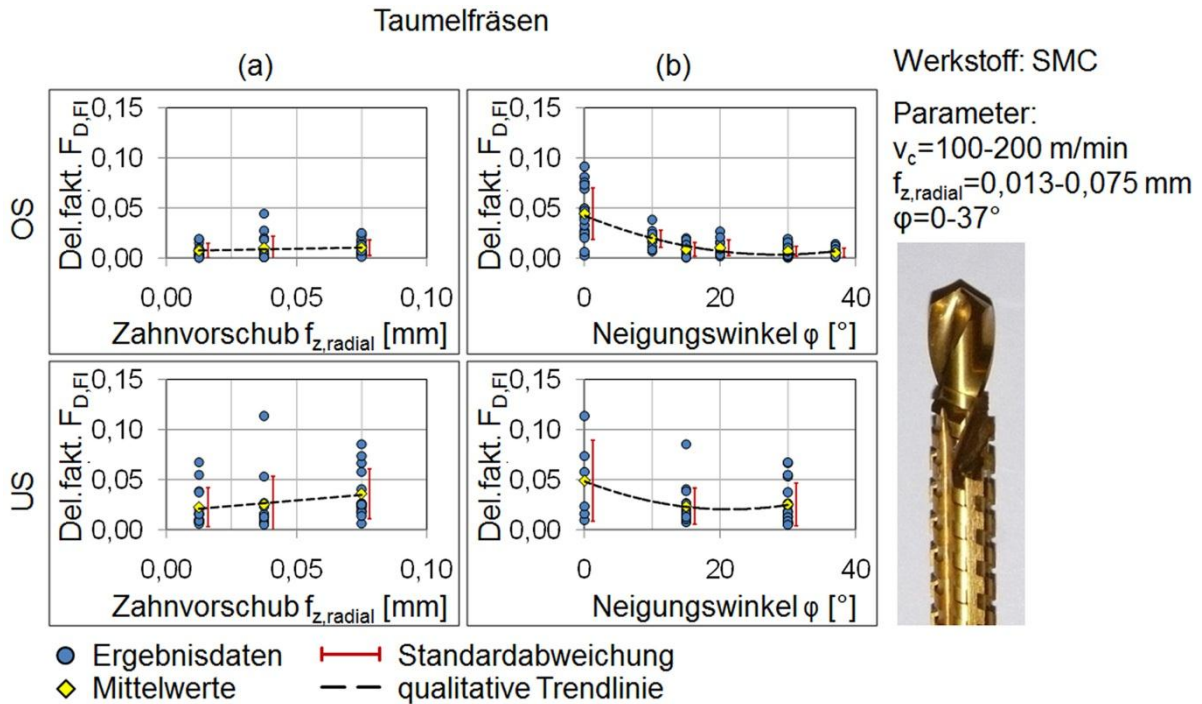


Abbildung 6-11: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,FI}$ an SMC beim Taumelfräsen über radialem Vorschub $f_{z,radial}$ beim Fertigfräsen (a) und Werkzeugneigungswinkel φ beim Taumeln (b)

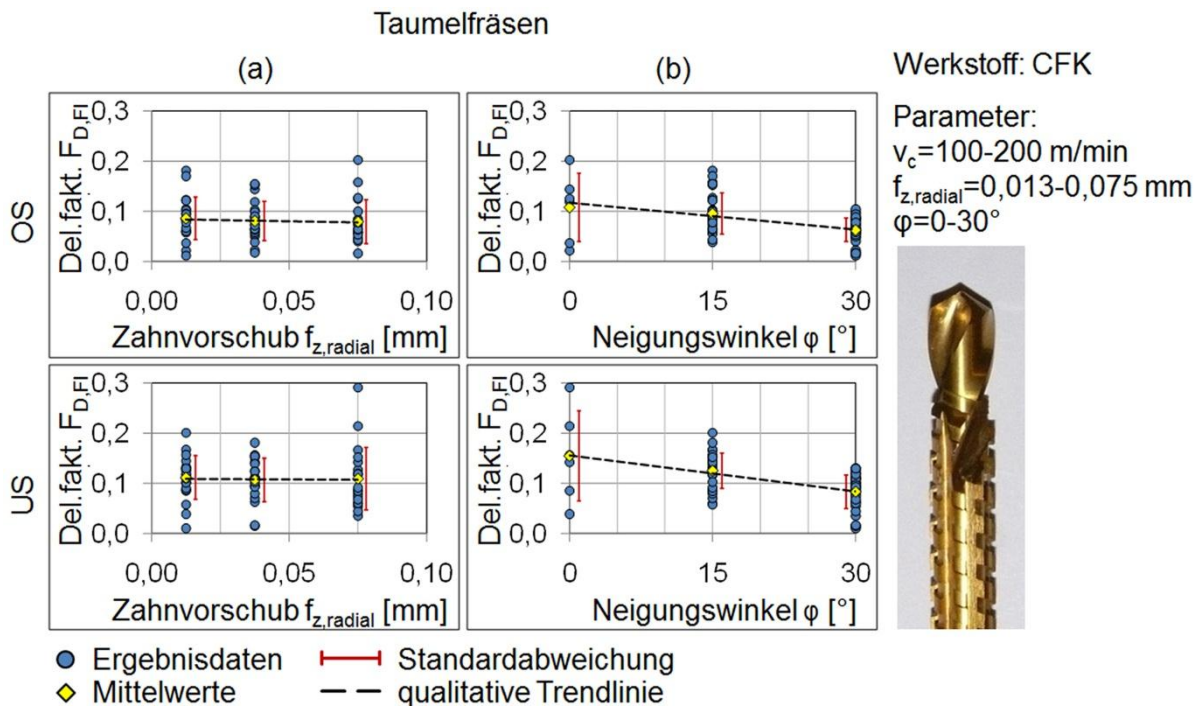


Abbildung 6-12: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,FI}$ an CFK beim Taumelfräsen über radialem Vorschub $f_{z,radial}$ beim Fertigfräsen (a) und Werkzeugneigungswinkel φ beim Taumeln (b)

Die Ergebnisse der CFK-Bearbeitung weisen in diesem Fall dieselben Trends auf: Es ist kein nachweisbarer Einfluss des Werkzeugvorschubs erkennbar, jedoch eine starke Schädigungsabnahme mit zunehmendem Taumelwinkel φ .

Insgesamt liegen die zuverlässig erreichbaren mittleren Schädigungsgrade ($F_{D,FI}$) bei einem Werkzeugneigungswinkel φ von mindestens 15° im Falle von SMC bei max. 0,025, im Falle von CFK bei maximal ca. 0,1. Im Vergleich zu den untersuchten dreiachsigen und einachsigen Bearbeitungsstrategien sind damit sehr viel bessere Bearbeitungsqualitäten erreichbar.

Interessant ist an dieser Stelle der Unterschied in den Schädigungsgraden an OS und US. Im Gegensatz zu allen anderen vorgestellten neuen Strategien und Referenzprozessen werden beide Seiten (nach dem Vorbohren) in identischer Weise bearbeitet (Schlussfolgerung 4-5). Dass die Werkzeugaustrittsseite für beide Werkstoffe dennoch tendenziell schlechtere Qualitäten aufweist, muss auf die durch das Vorbohren eingebrachte Werkstückschädigung zurückgeführt werden. Es kann jedoch an dieser Stelle nicht abschließend geklärt werden, inwiefern die Schädigung durch den Taumelschritt in ungeschädigte Materialbereiche vorgetrieben wird und zu welchem Anteil die Schädigungen des Vorbohrens bereits in Bereichen außerhalb des endgültigen Bohrlochs liegen. Die Parameter des Vorbohrens wurden zwar derart bestimmt, dass die erwartete Schädigung innerhalb des endgültigen Bohrlochs liegt (vgl. Kapitel 5.2.1.2), jedoch kann dies durch Prozess- und/oder Materialschwankungen nicht als absolut gesichert angesehen werden.

Alle in diesem Abschnitt vorgestellten Bearbeitungsergebnisse in Form von $F_{D,FI}$ zeigen die gleichen Tendenzen auch für die Delaminationsfaktoren $F_{D,D}$ und $F_{D,gew.}$. In Anhang A.3 sind dazu die Diagramme des Delaminationsfaktors $F_{D,D}$ (max. Schädigungsdurchmesser / Bohrungsdurchmesser) über $f_{z,radial}$ beim Fertigfräsen der Bohrung und dem Werkzeugneigungswinkel φ dargestellt.

6.3.2 Diskussion der neuen f nfachsigen Bearbeitungsstrategie

6.3.2.1 Bearbeitungsqualität

An dieser Stelle werden die Bearbeitungsergebnisse des TaumelfräSENS zunächst denen der kombinierten Zirkular- und SpiralfräSstrategie gegenüber gestellt, da diese die bis hier geringsten Schädigungen zu fertigen vermochte. In Abbildung 6-13 werden die gewichteten Mittel der Schädigungen beider Verfahren für die SMC-Bearbeitung verglichen. Man kann erkennen, dass die erreichbaren Qualitäten des TaumelfräSENS in etwa dort ansetzen, wo die rein dreiachsige Bearbeitung an ihre Grenzen stößt. Für $\varphi=0^\circ$, also einen rein

dreiachsigen Prozess ohne den Taumelschritt (nur Vorbohren und Fertigfräsen), wird in etwa das Niveau des kombinierten Zirkular- und Spiralfräsens erreicht.

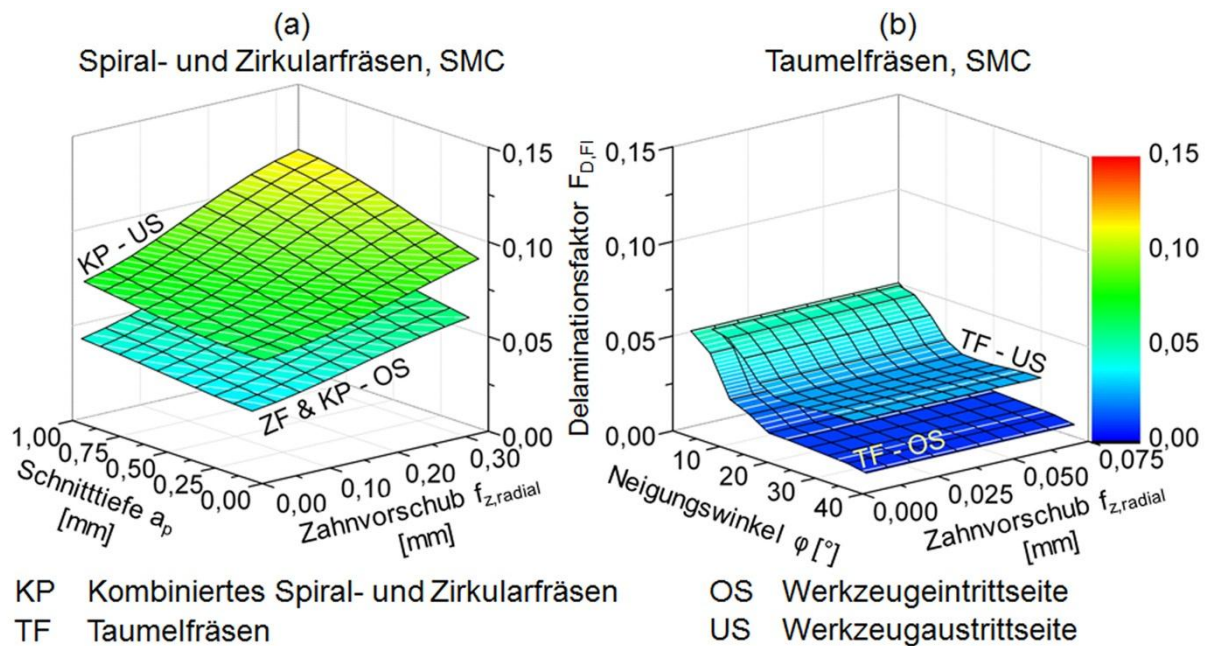


Abbildung 6-13: Vergleich der Werkstückschädigung $F_{D,FI}$ des kombinierten Zirkular- und Spiralfräsens (a) und des Taumelfräsens (b) an SMC über radialem Vorschub $f_{z,radial}$ und Schnitttiefe a_p bzw. Werkzeugneigungswinkel φ

In diesem Fall wirken die Bearbeitungskräfte an den Decklagen nicht nach innen, jedoch auch nicht in ungünstiger Weise nach außen. Sie wirken durch das nichtgewendelte Werkzeug ($\lambda=0^\circ$) vielmehr in der Werkstückebene. Für die SMC-Bearbeitung scheint also allein schon die Vermeidung ungünstiger nach außen wirkender Kraftkomponenten sehr gute Ergebnisse zu ermöglichen.

Im Falle der CFK-Bearbeitung (Abbildung 6-14) liegen die Niveaus ähnlich. Allerdings liegen die erreichbaren Schädigungsgrade des kombinierten Zirkular- und Spiralfräsens unterhalb derer des Taumelfräsens mit $\varphi=0^\circ$. Für beide Werkstoffe gilt jedoch, dass durch den Taumelschritt die Schädigungsgrade mit zunehmendem Winkel φ kontinuierlich abnehmen und insgesamt deutlich unterhalb derer der dreiachsigen Bearbeitung liegen. Unter Berücksichtigung der grundlegenden vereinfachten Berechnungen zu den Prozesskraftrichtungen beim Taumelfräsen in Kapitel 4.3 kann eine Reduzierung der Werkstückschädigung proportional zum nach innen wirkenden Anteil der Bearbeitungskraft beobachtet werden. Bezüglich des nach innen wirkenden Prozesskraftanteils sei an dieser Stelle auch auf Kapitel 8.2.2 verwiesen. In diesem Kapitel wird der Taumelprozess mit Hilfe eines kinematischen Simulationsmodells detailliert analysiert.

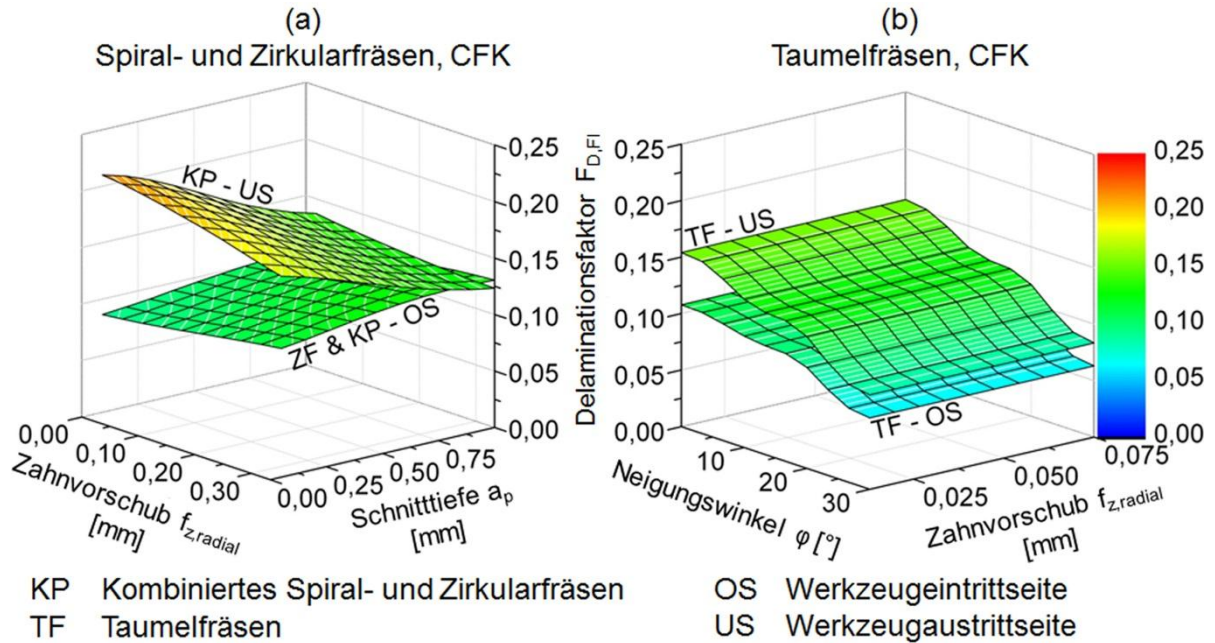


Abbildung 6-14: Vergleich der Werkstückschädigung $F_{D,FI}$ des kombinierten Zirkular- und Spiralfräsens (a) und des Taumelfräsens (b) an CFK über radialem Vorschub $f_{z,radial}$ und Schnitttiefe a_p bzw. Werkzeugneigungswinkel φ

Zusätzlich zur Bewertung der Decklagenschädigung durch die verschiedenen Bearbeitungsstrategien wurden an einigen Proben computertomografische Aufnahmen der Bohrungen gemacht, um die Oberflächenbeschaffenheit der Bohrungswand zumindest qualitativ zu analysieren. Für das Taumelfräsen soll somit gezeigt werden, dass es im Vergleich zu den Referenzprozessen zu keinen negativen Beeinflussungen an der Oberfläche der Bohrungswand kommt. Aufgrund der Tatsache, dass diese mit wieder aufgerichtetem Werkzeug bei $\varphi=0^\circ$ bearbeitet wird, ist dies auch nicht unbedingt zu erwarten. Ein direkter Vergleich einer Bohrungswand mit durch einachsiges Bohren mittels Wendelbohrer erzeugter Schnittfläche sowie einer durch Taumelfräsen hergestellter Probe ist in Abbildung 6-15 gezeigt. Die 3D-CT-Aufnahmen zeigen jeweils neben der aufgewickelten Schnittfläche der Bohrungswand die Kante und den Decklagenbereich am Werkzeugaustritt (vgl. Prinzipskizze in Abbildung 5-4). Während durch das Bohren mit Wendelbohrern in Vorschubrichtung orientierte Bearbeitungsriefen erkennbar sind, zeigt die Probe vom Taumelfräsen eine nahezu glatte Bohrungswand. Im relativen Vergleich kann also zumindest keine negative Beeinflussung der Bohrungswandqualität nachgewiesen werden.

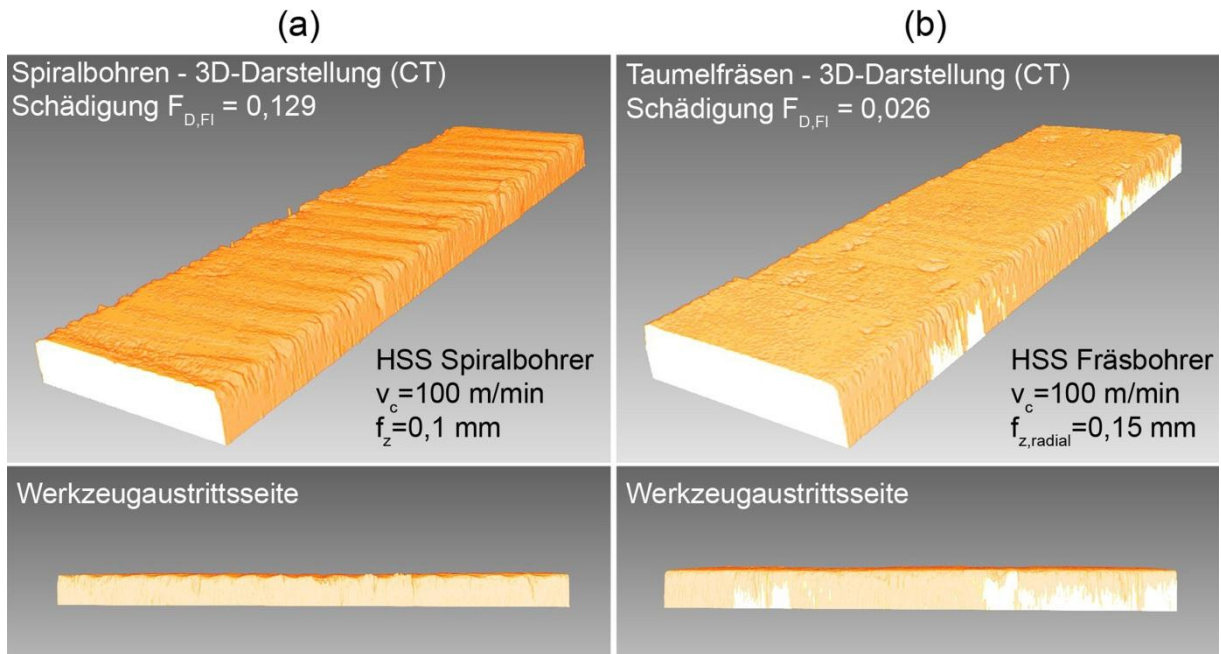


Abbildung 6-15: Computertomografische Scans mittels Wendelbohrer (a) und Taumelfräsen hergestellten Proben; Blick auf die aufgewickelte Bohrungswand, die Kante und den Decklagenbereich Werkzeugaustrittsseite

An dieser Stelle soll darauf hingewiesen werden, dass Kriterien wie bspw. die Oberflächenrauheit oder Form- und Lagetoleranzen zur Bewertung der Bearbeitungsstrategien nicht detailliert betrachtet werden, da darüber primär die Werkzeugmaschine bzw. das Werkzeug bewertet wird. Die Zylindrizität der Bohrung ist bspw. lediglich von der Genauigkeit der Werkzeugmaschine abhängig, da selbst beim Taumelfräsen die endgültige Bohrungsform durch einen dreiachsigen Fräsprozess erzeugt wird. Alle gemäß dem Stand der Technik erreichbaren Ergebnisse des Zirkularfräsens sind hinsichtlich dieser Parameter auch mit den neuen Frässtrategien erzielbar. Ähnlich verhält es sich mit der Rauheit der Bohrungswand. Die Vorteile von Gleich- oder Gegenlaufräsen sowie verschleißbeständiger und scharfer Werkzeuge gelten für die neuen vorgestellten Bearbeitungsstrategien in analoger Weise.

6.3.2.2 Prozesskomplexität

Generell lässt sich sagen, dass die Prozesskomplexität mit der Anzahl der (interpolierenden) Vorschubachsen zunimmt. Die Werkzeugbahngenerierung wird zunehmend aufwendiger, und die Bearbeitungsdauer nimmt tendenziell zu. Wie zuvor beschrieben, handelt es sich beim Taumelfräsen um eine fünfachsigige Bearbeitung. In der Regel muss bei fünf interpolierenden Achsen eine softwaregestützte Werkzeugbahngenerierung verwendet werden. Der G-Code kann meist aus CAD-Daten mittels maschinenspezifischem Post-Processor

abgeleitet werden. Beim Taumelfräsen lässt sich jedoch die Tatsache nutzen, dass es einen Punkt auf der Werkzeugachse gibt, der beim „Taumeln“ selbst ortsfest ist. Dadurch kann das „Taumeln“ mittels der RTCP-Funktion (Rotation Tool Center Point) mit wenigen einfachen Programmzeilen realisiert werden. Diese Funktion bewirkt, dass bei zugeschaltetem RTCP und einem Drehbefehl der B- oder C-Achse die Maschinensteuerung selbsttätig die X-, Y- und Z-Achse interpoliert und verfährt um den definierten RTCP ortsfest zu halten. Die programmiertechnische Umsetzung des Taumelfräsens ist also bei geeigneter Maschinensteuerung ohne großen Aufwand realisierbar.

Als deutlich nachteiliger muss in diesem Zusammenhang der Aspekt der maximalen Verfahrensgeschwindigkeit der Vorschubachsen bei der Taumbewegung gesehen werden. Je größer der Werkzeugneigungswinkel φ ist, desto größer ist auch der Kreis, den X- und Y-Achse abbilden müssen. Zusammen mit der notwendigen Interpolationszeit der Maschinensteuerung und der programmierten Vorschubgeschwindigkeit ergibt sich somit die Zeit, die die Taumbewegung beansprucht. Im Falle der verwendeten Maschine (Fidia „D218“) gab es aufgrund der Interpolationsgeschwindigkeit eine limitierende Mindestzeit für das Taumeln (ca. 4,2 s für eine komplette Taumbewegung). Selbst durch eine Erhöhung der programmierten Vorschubgeschwindigkeit konnte diese Zeit nicht weiter reduziert werden. In Abbildung 6-16 sind die jeweils für eine komplette Taumbewegung (360°) gemessenen Zeiten über den programmierten Vorschubgeschwindigkeiten beim Taumelschritt aufgetragen.

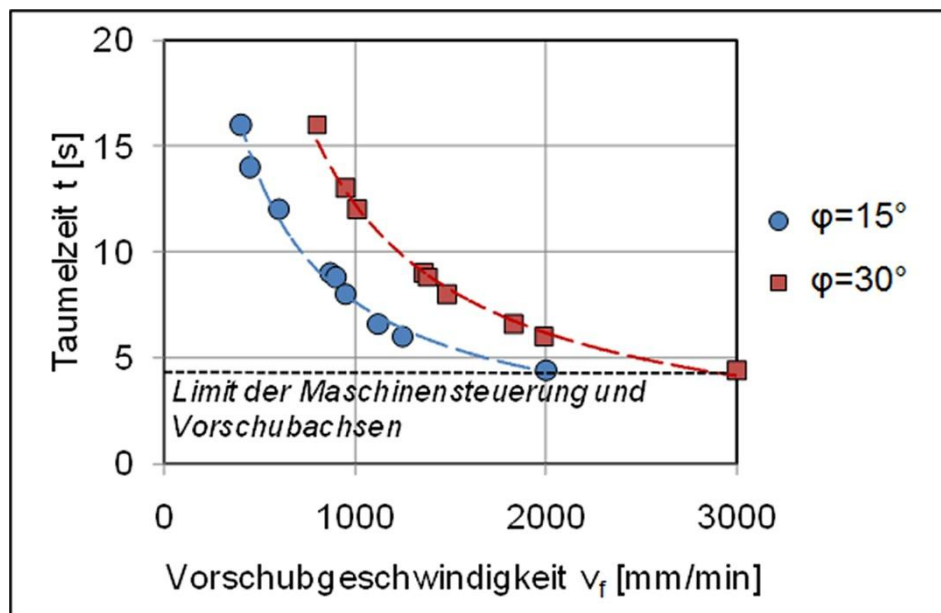


Abbildung 6-16: Die für eine Taumbewegung benötigten Zeit t aufgetragen über der programmierten Vorschubgeschwindigkeit v_f beim Taumelschritt

Es wird deutlich, dass die Taumelzeit bei beiden der dargestellten Neigungswinkel mit zunehmender Geschwindigkeit zwar sinkt, es jedoch eine untere Grenze gibt. Dem Diagramm kann ebenfalls entnommen werden, dass bei stärker geneigtem Werkzeug die benötigte Zeit für die Taumelbewegung durch den längeren Weg (natürlich) höher liegt. Durch schnellere Maschinensteuerungen wird sich die Prozesshauptzeit etwas reduzieren lassen, für eine wirtschaftliche Umsetzung des TaumelfräSENS muss die Prozesszeit bei großer Bohrungsanzahl jedoch massiv reduziert werden.

6.3.3 Fazit zum f nfachsigen TaumelfräSEN

Auf Basis der Bearbeitungsergebnisse des fünfachsigen TaumelfräSENS können folgende Punkte festgehalten werden:

Schlussfolgerung 6-9

Die erreichbaren Bearbeitungsqualitäten liegen beim TaumelfräSEN deutlich oberhalb derer der ein- oder dreiachsigen Bearbeitungsstrategien. So konnten zuverlässig Schädigungsgrade $F_{D,FI} < 0,05$ (SMC) bzw. $F_{D,FI} < 0,1$ (CFK) an der Werkzeugaustrittsseite realisiert werden.

Schlussfolgerung 6-10

Der Werkzeugneigungswinkel φ ist der einzig signifikante Parameter beim TaumelfräSEN in Bezug auf die Decklagenschädigung. Werkzeugvorschübe (im untersuchten Bereich) und Schnittgeschwindigkeit besitzen keinen nachweisbaren Einfluss.

Schlussfolgerung 6-11

Trotz der Tatsache, dass beide Decklagenbereiche in identischer Weise bearbeitet werden, führen Schädigungen durch das Vorbohren an der Werkzeugaustrittsseite zu leicht schlechterem Bearbeitungsergebnis.

Schlussfolgerung 6-12

Durch exemplarische computertomografische Scans der Bohrungswand konnten beim TaumelfräSEN keine negativen Beeinflussungen im Vergleich zum Bohren mit Wendelbohrer nachgewiesen werden.

Schlussfolgerung 6-13

Die maximale Bearbeitungsgeschwindigkeit ist bei Verwendung von 5-Achs-CNC-Maschinen limitiert. Große Verfahrswege der Achsen bei großem Werkzeugneigungswinkel sowie die Maschinensteuerung limitieren den Prozess. Für eine wirtschaftliche Umsetzung muss der Prozess des TaumelfräSENS deutlich beschleunigt werden.

6.4 Fazit zu den Bearbeitungsexperimenten

Das Ziel der Bearbeitungsexperimente bestand darin, die Idee der Schädigungsminimierung durch geeignete Bearbeitungsstrategien anhand dreier neuer vorgestellter Strategien zu untersuchen und deren Potenzial im Vergleich zu Referenzprozessen zu bewerten. Es konnte gezeigt werden, dass die erreichbaren Qualitäten mit den neuen drei- und fünfsichtigen Strategien an der kritischen Werkzeugaustrittsseite jeweils oberhalb der des Zirkularfräsens liegen (Schlussfolgerung 6-1, Schlussfolgerung 6-5, Schlussfolgerung 6-7, Schlussfolgerung 6-9). Es soll an dieser Stelle noch einmal betont werden, dass die ermittelten quantitativen Ergebnisse der Schädigungsgrade nicht als absolut zu verstehen sind. Sie sollen vielmehr dazu dienen, relative Aussagen bewertbar zu machen. Schneidstoffoptimierungen und verbesserte Werkzeuggeometrien lassen jeweils Verbesserungen in den einzelnen Strategien erwarten, die relativen Aussagen sollte das jedoch nicht beeinträchtigen.

Die neue vorgeschlagene einachsige Strategie des Bohrens mit hohem Vorschub unter Verwendung eines stark gewendeltem Einzahnfräsers konnte keine relevanten Qualitätsvorteile im Bearbeitungsergebnis erzielen, die Ergebnisse zeigen jedoch einen interessanten Trend. Höhere Vorschübe verursachen hierbei, im Gegensatz zu den im Stand der Technik vornehmlich geäußerten Empfehlungen (vgl. Schlussfolgerung 2-6 und Schlussfolgerung 2-7), geringere Schädigungen an der Werkzeugaustrittsseite (Schlussfolgerung 6-3). Dies kann bei der CFK-Bearbeitung auch beim kombinierten Zirkular- und Spiralfräsen beobachtet werden (Schlussfolgerung 6-6).

Abschließend kann aus dem im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Umfang gefolgert werden, dass sich durch geeignete Prozessführung die Bearbeitungskräfte ins Werkstückinnere richten lassen und das Bearbeitungsergebnis somit verbessert wird. Dies ist im Falle des dreiachsigen kombinierten Zirkular- und Spiralfräsens bei vergleichbaren Prozesshauptzeiten und wenig aufwendigerer Programmierung möglich. Beim Taumelfräsen hingegen besteht noch Bedarf, den Prozess zu beschleunigen (Schlussfolgerung 6-13). Alles in allem können die der Zielstellung zugrunde liegenden Annahmen durch die Bearbeitungsversuche bestätigt werden.

7 Prozesskraftmodelle

Ziel der in diesem Kapitel beschriebenen Arbeiten ist die Ermittlung multivariater Regressionsmodelle und grundsätzlicher Zusammenhänge zwischen den untersuchten Parametern (v_c , r_β , h , λ , ψ) und den Prozesskräften (k_c , k_p , k_λ). Die Basis hierfür bilden experimentelle Zerspankraftmessungen im Orthogonalschnitt (vgl. Kapitel 5.3). Die mathematisch formulierten Modelle werden anschließend in das in Kapitel 8 beschriebene kinematische Simulationsmodell implementiert.

7.1 Univariate Analysen der experimentellen Daten

Zur Auswertung der experimentellen Ergebnisse der Stoßversuche werden in diesem Abschnitt zunächst die direkten univariaten Korrelationen der Versuchsparmeter mit den Prozesskraftkomponenten betrachtet, um damit die Bildung der Regressionsmodelle in Abschnitt 7.2 zu motivieren und den gewählten Ansatz zu begründen. An dieser Stelle werden nur grundlegende Zusammenhänge dargestellt und diskutiert.

7.1.1 Signifikanzanalyse SMC

Betrachtet man die einfache direkte Gegenüberstellung der variierten Parameter mit den Ergebnisgrößen (alle anderen Parameter werden zusammengefasst) in Form von separaten Streudiagrammen (Abbildung 7-1), so lässt sich der Einfluss der einzelnen Parameter direkt abschätzen. Zur erleichterten Analyse sind lineare Trendlinien zu den experimentellen Daten in die Diagramme gezeichnet.

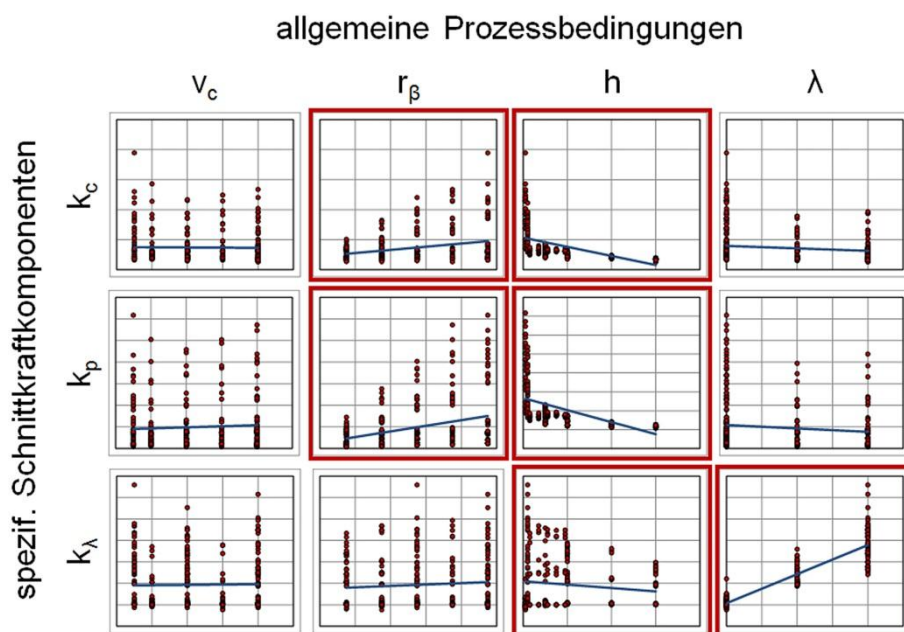


Abbildung 7-1: Direkte Gegenüberstellung aller variierten Parameter mit den Ergebnisgrößen für SMC

So haben zum einen die Schneidkantenverrundung r_β und die Spannungsdicke h einen besonders großen Einfluss auf die Schnitt- und Passivkraft. Eine direkte Korrelation dieser Kraftkomponenten mit Schnittgeschwindigkeit v_c und Werkzeugneigung λ ist nicht erkennbar. Der prägnanteste erkennbare Zusammenhang einer Versuchsgröße mit der spezifischen Querkraft k_λ ist durch die Werkzeugneigung λ gegeben. Eine weniger stark ausgeprägte Korrelation zeigt sich zudem auch für die Spannungsdicke h . Die auf den ersten Blick offensichtlichen, deutlichen Korrelationen sind in Abbildung 7-1 farblich hervorgehoben.

7.1.2 Signifikanzanalyse CFK

Neben den beim SMC variierten Parametern (v_c , r_β , h , λ) wurde bei CFK zusätzlich der Einfluss des Faserorientierungswinkels ψ berücksichtigt. Auch hier sind zunächst direkte Gegenüberstellungen der variierten Parameter mit den Ergebnisgrößen in Abbildung 7-2 qualitativ dargestellt. Es gelten dieselben Aussagen wie für SMC: r_β und h besitzen einen ausgeprägten Einfluss auf die spezifische Schnitt- und Passivkraft; besonders λ beeinflusst die spezifische Querkraft. Die Orientierung der Fasern hat für den untersuchten Werkstoff ($0^\circ/90^\circ$) keinen starken erkennbaren Einfluss auf die Kraftkomponenten.

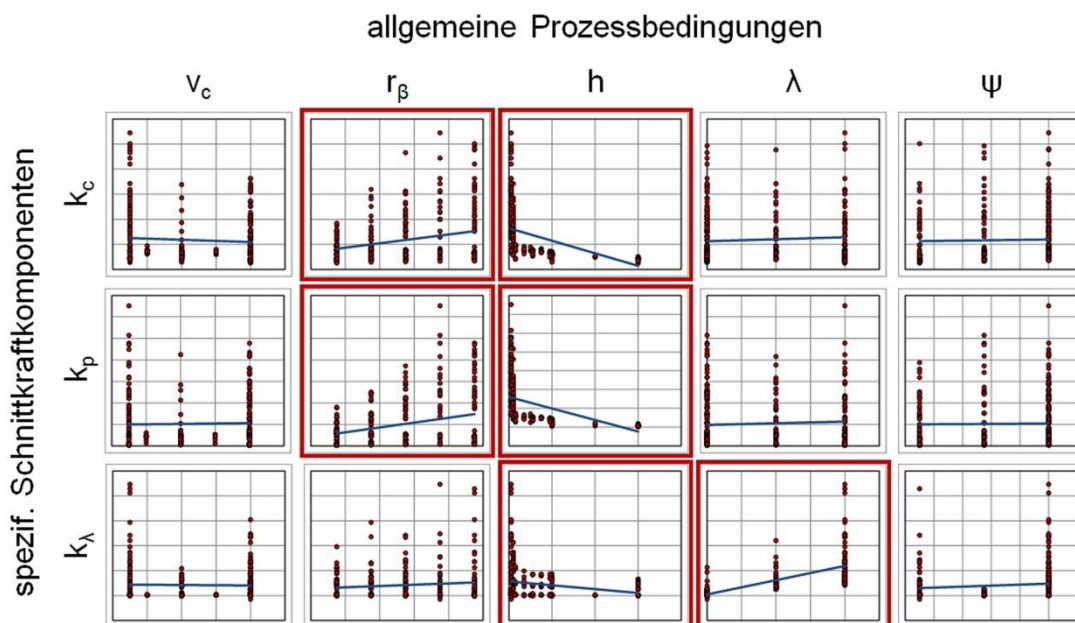


Abbildung 7-2: Direkte Gegenüberstellung aller variierten Parameter mit den Ergebnisgrößen für CFK

Bei der Betrachtung der Streudiagramme (Abbildung 7-1 und Abbildung 7-2) zeigt sich auch, dass die univariate Modellbildung allein nicht ausreichen kann. Durch die stark streuenden Werte kann auf Wechselwirkungen zwischen den

Parametern geschlossen werden. Diese können wiederum in guter Qualität nur durch multivariate Modelle abgebildet werden.

7.1.3 Korrelationen der signifikanten Variablen

Werden zunächst einzelne univariate Regressionen der signifikanten Parameter betrachtet, so zeigt es sich, dass Potenzfunktionen sehr gut geeignet sind, um den Zusammenhang zwischen den signifikanten Parametern und den Ergebnisgrößen abzubilden. Dies ist am Beispiel der spezifischen Schnittkraft k_c und der spezifischen Passivkraft k_p über der Spanungsdicke h (Abbildung 7-3) besonders gut ersichtlich.

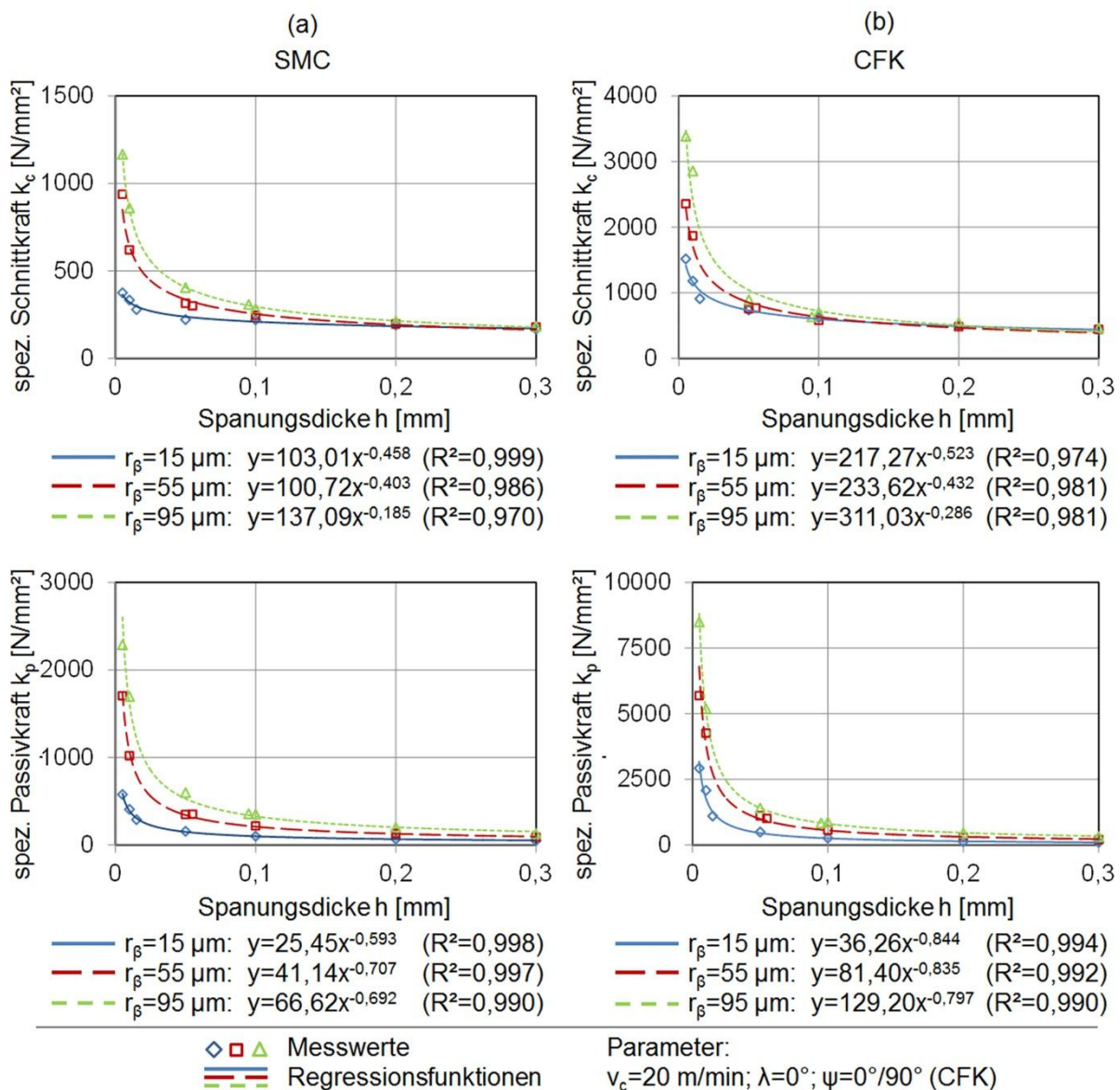


Abbildung 7-3: Experimentelle Daten und univariate Potenzregressionen für die spezifische Schnitt- und Passivkraft (k_c , k_p) als Funktion der Spanungsdicke h bei variierten Schneidkantenradien r_β für SMC (a) und CFK (b)

Dargestellt sind für SMC (a) und CFK (b) Potenzregressionsfunktionen für jeweils drei Schneidkantenverrundungen r_β . Die Funktionen und das Bestimmtheitsmaß R^2 sind ebenfalls in der Abbildung angegeben. R^2 liegt sehr nahe am theoretischen Optimum von 1, welches eine absolute Übereinstimmung der Regression mit den experimentellen Daten bedeutet. In diesem Fall kann daher auf eine sehr gute Modellgüte geschlossen werden. Dies ist nicht zuletzt konsistent mit Erkenntnissen aus der Metallzerspanung, wo schon [Vic-56] ein exponentielles Anwachsen der spezifischen Schnittkraft bei kleiner werdenden Spannungsdicken beschrieb (vgl. Kapitel 2.3.2). Da der Fokus dieser Arbeit auf der Ableitung multivariater Regressionsmodelle unter Einbeziehung aller variierten Parameter liegt, sollen an dieser Stelle auch die univariaten Korrelationen von Schnitt- und Passivkraft (k_c und k_p) mit dem Schneidkantenradius r_β diskutiert werden. Gemäß der Signifikanzanalyse besitzt auch r_β einen starken Einfluss auf k_c und k_p .

Auch der Einfluss der Schneidkantenverrundung lässt sich innerhalb bestimmter Grenzen durch Potenzfunktionen beschreiben. Eine Darstellung der univariaten Regressionsfunktionen für k_c und k_p , die Funktionen selbst sowie die jeweiligen Bestimmtheitsmaße sind in Abbildung 7-4 für SMC gezeigt. Die Darstellungen sind separat für kleine (Abbildung 7-4a) und große (Abbildung 7-4b) Spannungsdicken h gezeigt. An dieser Stelle muss betont werden, dass der Potenzansatz für $r_\beta \rightarrow 0$ die Schnittkraftkraft physikalisch nicht realistisch abbildet. Da ein Schneidkantenradius von $r_\beta = 0$ jedoch physikalisch ebenso nicht realistisch ist und der Potenzansatz besonders für die multivariate Modellbildung Vorteile bietet (vgl. Kapitel 7.2.1), werden die Zusammenhänge auch in diesem Fall durch Potenzregressionen beschrieben.

Alles in allem ist auch hier die Modellgüte relativ gut (repräsentiert durch das Bestimmtheitsmaß R^2), jedoch nimmt sie bei zunehmender Spannungsdicke h zunächst ab, bevor sie erst bei sehr großen Spannungsdicken wieder ansteigt. Eine mögliche Ursache für diese Ungenauigkeiten kann in der Tatsache gesehen werden, dass die geometrischen Eingriffsbedingungen am Schneidkeil (Mikrogeometrie) sehr unterschiedlich sind, je nachdem, ob die Spannungsdicke h kleiner oder größer der Schneidkantenverrundung r_β ist (vgl. Abbildung 7-9). Eine Regression über diese Grenze hinweg scheint eine weniger gute Modellgüte zur Folge zu haben. Ebenfalls gilt es zu beachten, dass der effektiv am Schneidkeil wirkende Spanwinkel γ_{eff} durch die verrundete Schneidkante negativ wird. Dieser Effekt gewinnt an Relevanz, je kleiner die Spannungsdicke bzw. je größer der Schneidkantenradius wird.

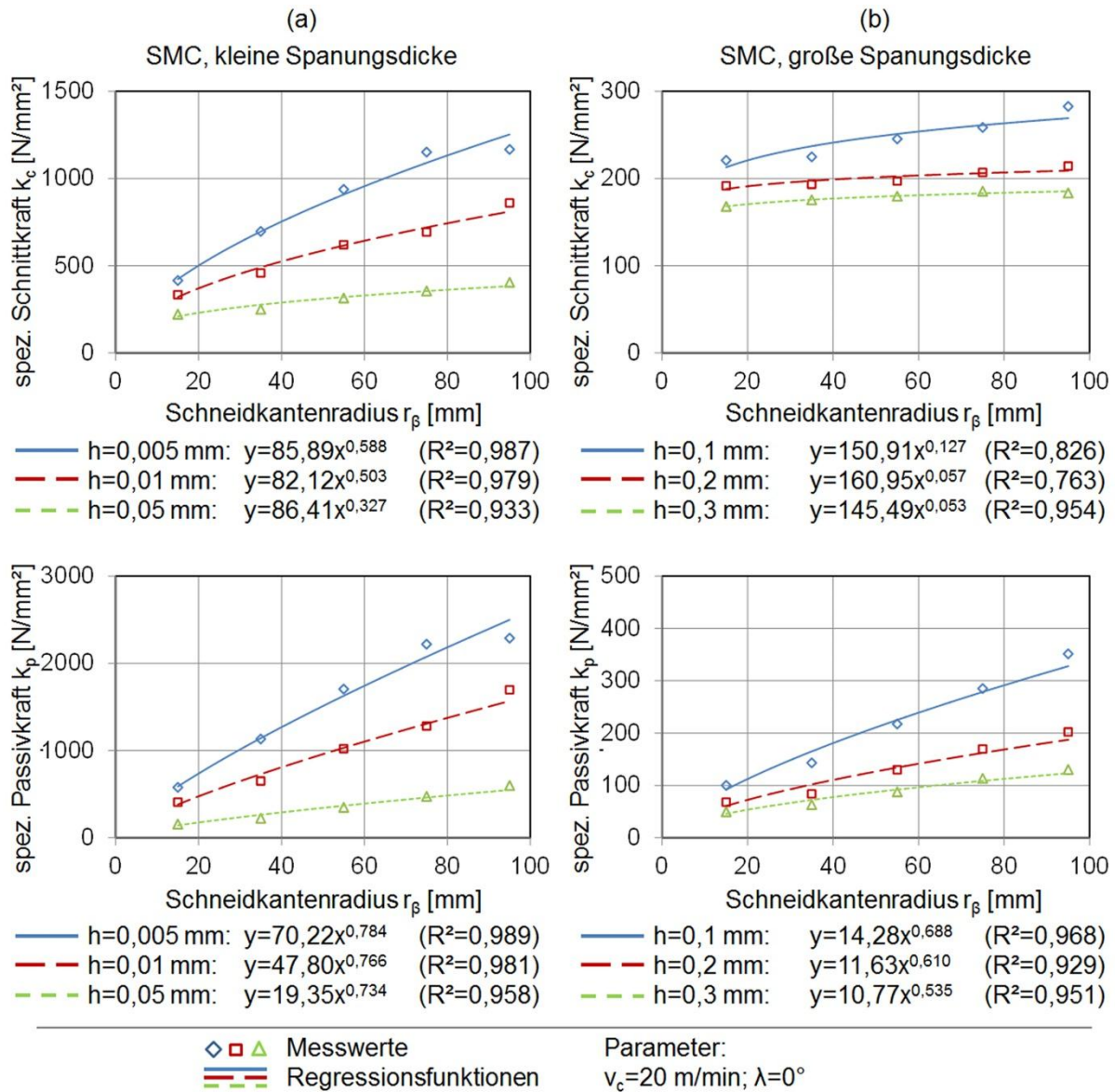


Abbildung 7-4: Experimentelle Daten und univariate Potenzregressionen für die spezifische Schnitt- und Passivkraft (k_c , k_p) als Funktion des Schneidkantenradius r_β bei variierten Spannungsdicken h für SMC

Eine Möglichkeit zur Qualitätssteigerung der Regressionen besteht darin, das geometrische Verhältnis von $r_\beta/h=1$ als Grenzverhältnis zweier separater Modelle zu verwenden und für die Bereiche jeweils eigene Regressionen zu bilden. Dies ist beispielhaft in Abbildung 7-5 für die spezifische Schnittkraft k_c über r_β/h als gekoppelte Variable dargestellt.

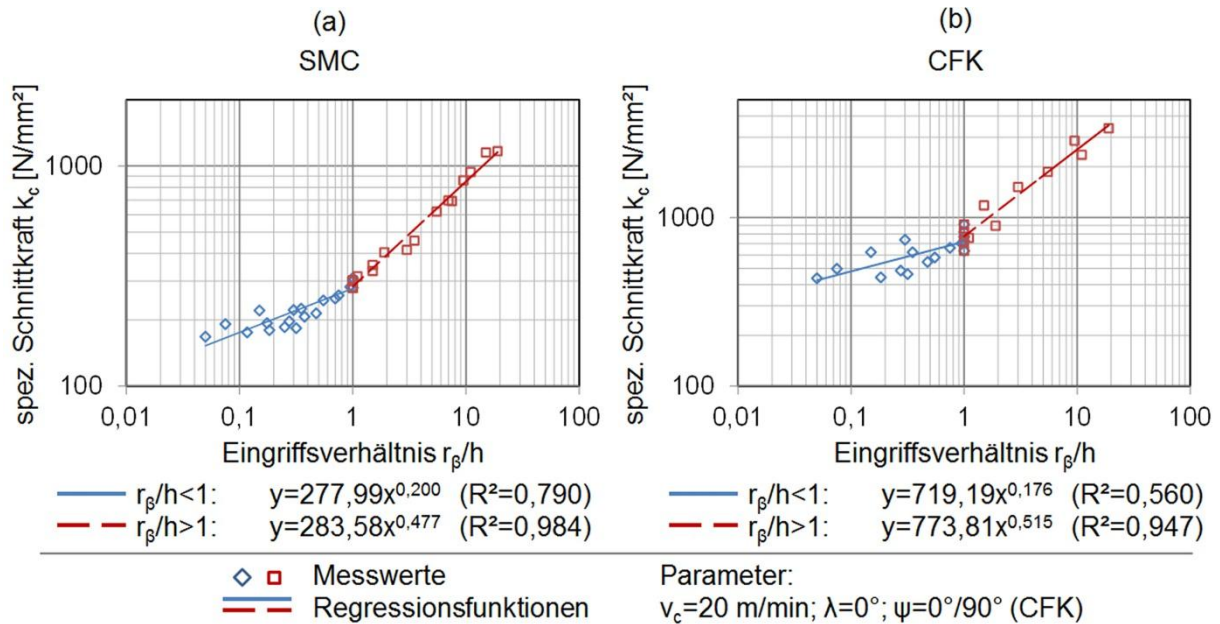


Abbildung 7-5: Experimentelle Daten und separate univariate Potenzregressionen für $r_\beta/h < 1$ und $r_\beta/h > 1$; dargestellt ist die spezifische Schnittkraft k_c als Funktion des Eingriffsverhältnisses r_β/h für SMC und CFK

Es ist eine doppellogarithmische Darstellung gewählt, um auch den Bereich kleinerer spezifischer Kräfte bei $r_\beta/h < 1$ deutlich zu zeigen. Für die gewählten Potenzregressionsfunktion ergeben sich entsprechend zwei Geraden im Diagramm. Die Diagramme beinhalten die Datenpunkte sämtlicher untersuchter Schneidkantenradien sowie Spanungsdicken. Trotz der in dieser Art der Ergebnisdarstellung zusammengefassten Daten sind für beide untersuchten Werkstoffe deutlich unterschiedliche Geradensteigungen der Regressionsfunktionen erkennbar. Die experimentellen Daten werden im Falle der spezifischen Schnittkraft besser durch zwei separate Regressionsmodelle abgebildet, als durch eine Regression über den gesamten Datenbereich.

Die Analyse der Korrelationen zwischen dem Einstellwinkel λ , der Spanungsdicke h und der spezifischen Querkraft k_λ (signifikante Parameter) wird im Folgenden am Beispiel der CFK-Ergebnisse erläutert. Wie schon in Abbildung 7-2 gezeigt, ist der Einfluss von λ sehr prägnant. Die Darstellung in Abbildung 7-6 zeigt diesen Sachverhalt etwas genauer. Geplottet ist k_λ für jeweils drei verschiedene Spanungsdicken (jedes Diagramm) und drei verschiedene Schneidkantenverrundungen (Abbildung 7-6a-c) aus dem variierten Parameterbereich. Die Daten deuten auf einen linearen Zusammenhang zwischen Querkraft und Werkzeugneigungswinkel hin.

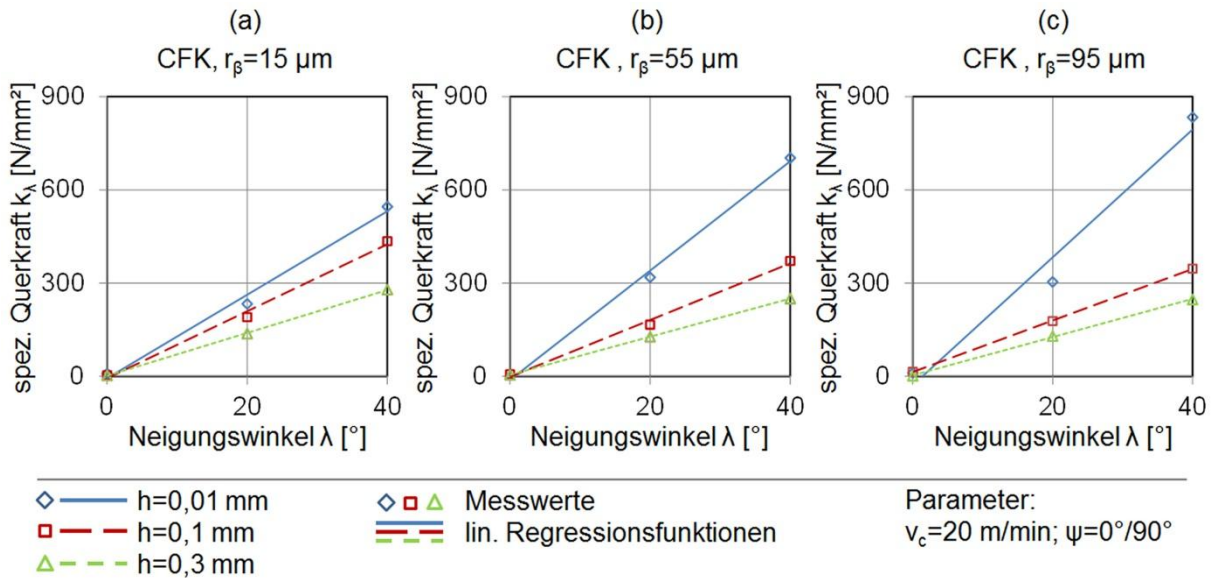


Abbildung 7-6: Experimentelle Daten und univariate lineare Regressionen für die spezifische Querkraft k_λ als Funktion des Neigungswinkels λ bei variierten Schneidkantenradien r_β für CFK

Betrachtet man nun noch den direkten Einfluss der Spanungsdicke auf die Querkraft (Abbildung 7-7), so zeigt sich, dass hier kein linearer Zusammenhang vorliegt. Die Ergebnisdaten lassen sich in diesem Fall vielmehr erneut gut durch Potenzfunktionen abbilden. Dargestellt ist die spezifische Querkraft k_λ für jeweils drei verschiedene Neigungswinkel (jedes Diagramm) und drei verschiedene Schneidkantenverrundungen (Abbildung 7-7a-c).

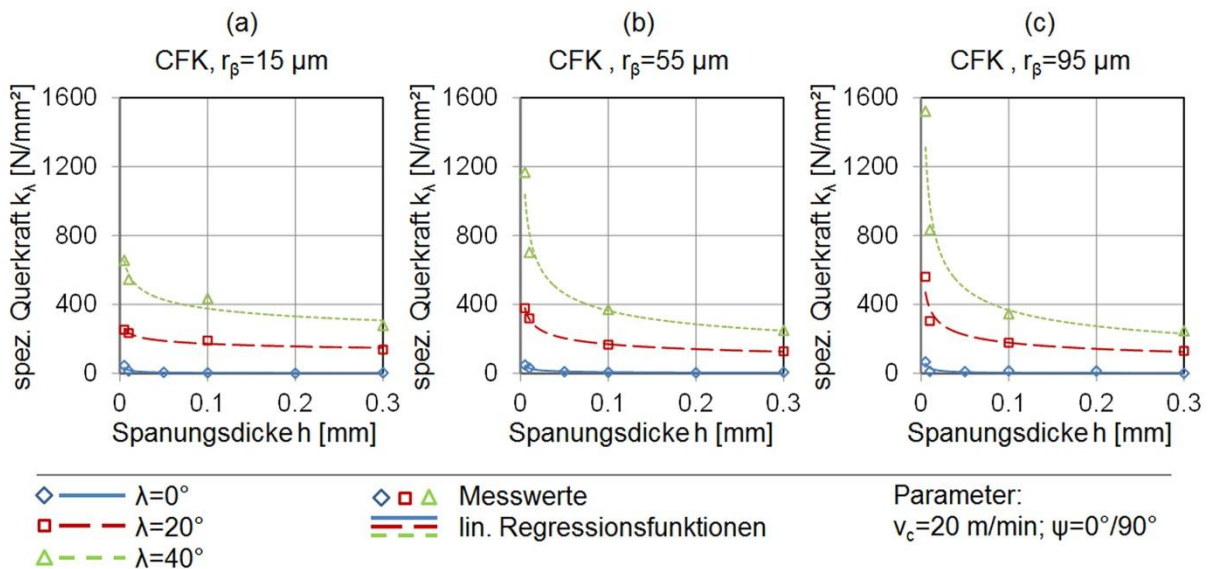


Abbildung 7-7: Experimentelle Daten und univariate Potenzregressionen für die spezifische Querkraft k_λ als Funktion der Spanungsdicke h bei variierten Werkzeugneigungen λ für CFK

Auffällig ist auch, dass diese Darstellungen einen starken Einfluss der Schneidkantenverrundung r_β auf die spezifische Querkraft bei kleinen Spannungsdicken zeigen, während die Unterschiede bei großen Spannungsdicken deutlich geringer werden.

Einen Sonderfall, der separat diskutiert werden muss, bildet der in Abbildung 7-2 nicht ersichtliche Einfluss des Faserorientierungswinkels ψ . Aus der Literatur ist bekannt, dass es einen erheblichen Unterschied macht, wie die Fasern geschnitten werden. Da die Fasern für Festigkeit und Steifigkeit des Verbundes verantwortlich sind, ist dies auch nachvollziehbar. In den Streudiagrammen ist dies nicht ersichtlich, was jedoch an der bzgl. des ψ etwas ungleichmäßigen Zusammenstellung des Versuchsprogramms liegen kann.

In Abbildung 7-8 sind daher exemplarisch einige Datenreihen gezeigt, die den Einfluss der Faserorientierung wiedergeben. Es ist die spezifische Schnittkraft k_c über dem Faserorientierungswinkel ψ für jeweils drei verschiedene Spannungsdicken h (jedes Diagramm) und drei verschiedene Schneidkantenverrundungen (Abbildung 7-8a-c) aufgetragen. Besonders bei kleinen Schneidkantenradien (a) ist eine stetige Zunahme von k_c mit „zunehmendem“ Faserwinkel (in Richtung $\psi=0^\circ/90^\circ$) erkennbar. Für größere Schneidkantenradien ($r_\beta=55\ \mu\text{m}$, $r_\beta=95\ \mu\text{m}$) und sehr kleine Spannungsdicken ($h=0,01\ \text{mm}$) gibt es ein lokales Maximum bei $\psi=-67,5^\circ/22,5^\circ$. Mit Ausnahme dieser lokalen Maxima lassen sich jedoch auch hier die Zusammenhänge über Potenzfunktionen beschreiben.

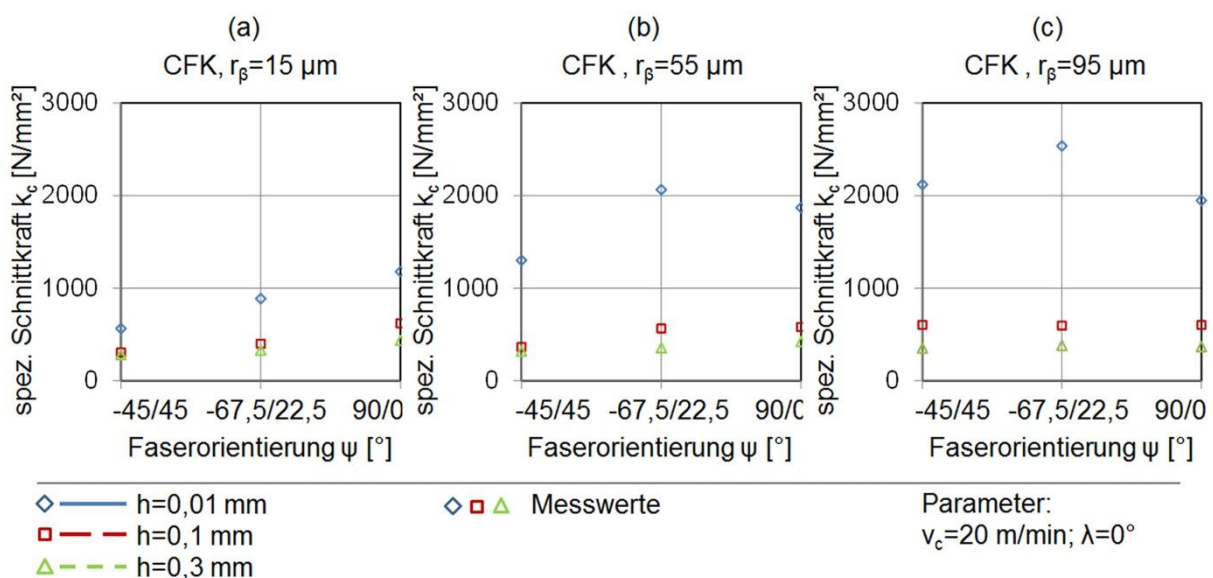


Abbildung 7-8: Experimentelle Daten der spezifischen Schnittkraft über dem Faserorientierungswinkel bei variierten Schneidkantenradien für CFK

7.1.4 Fazit zur univariaten Analyse

Die dargestellten Ergebnisse der univariaten Analysen dienen primär der Ableitung geeigneter Modellierungsansätze für die multivariate Regressionen. Die dargestellten Regressionsfunktionen sind daher eher qualitativ zu verstehen. Die grundsätzlichen Ergebnisse der univariaten Analyse der experimentellen Versuchsdaten lassen sich in den folgenden Punkten zusammenfassen:

Schlussfolgerung 7-1

Für die spezifischen Schnitt- und Passivkräfte (k_c , k_p) können die Schneidkantenverrundung r_β , die Spannungsdicke h sowie die Faserorientierung ψ als signifikante Einflussparameter identifiziert werden, während Schnittgeschwindigkeit v_c und Werkzeugneigung λ eine eher untergeordnete Rolle spielen.

Schlussfolgerung 7-2

Ein signifikanter Einfluss auf die spezifische Querkraft k_λ konnte für die Werkzeugneigung λ sowie die Spannungsdicke h nachgewiesen werden. Die Schnittgeschwindigkeit v_c und die Faserorientierung ψ besitzen im Versuchsfeld keinen signifikanten Einfluss auf die ermittelten Querkräfte. Auch eine größere Schneidkantenverrundung r_β bewirkt, besonders bei kleinen Spannungsdicken, eine starke Zunahme der spezifischen Querkraft k_λ .

Schlussfolgerung 7-3

Aufgrund der sehr verschiedenen geometrischen Eingriffsbedingungen für die beiden Bereiche $r_\beta/h < 1$ und $r_\beta/h > 1$, sowie der daraus resultierenden Verschlechterung der univariaten Regressionsmodelle im Bereich von $r_\beta/h = 1$, wird vorgeschlagen, zusätzlich zur Gesamtregression separate Modelle für diese beiden Bereiche zu erstellen. Durch zusätzliche Versuche für $r_\beta/h = 1$ für jede variierte Stufe von r_β und Nutzung dieser Daten für beide Teilmodelle lässt sich die unvermeidbare Unstetigkeit am Modellübergang reduzieren.

Schlussfolgerung 7-4

Potenzfunktionen bilden die Korrelationen der signifikanten Parameter mit den Ergebnisgrößen überwiegend sehr gut ab. Werkzeugneigung λ und Querkraft k_λ weisen zwar einen eher linearen Zusammenhang auf, der sich jedoch in Grenzen auch über Potenzfunktionen beschreiben lässt. Im Falle des Faserorientierungswinkels, scheint es für größere Schneidkantenradien und sehr kleinen Spannungsdicken ein lokales Maximum zu geben. Bei kleinen Werten von r_β hingegen, lassen sich die Zusammenhänge wieder gut über Potenzfunktionen beschreiben.

7.2 Multivariate Analysen der experimentellen Daten

Für eine generische Implementierung der funktionalen Zusammenhänge zwischen Einflussgrößen und Prozesskraft reichen univariate Korrelationen nicht aus. Die Prozesskraftvektoren müssen vielmehr als Funktionen aller untersuchten Parameter beschrieben werden. Die Vorgehensweise zur Erstellung der Modelle, die Modelle selbst und die Aufbereitung und Darstellung zur Diskussion der Einzeleinflüsse sind in diesem Abschnitt beschrieben.

7.2.1 Ansatz

Auf Basis der im vorherigen Kapitel 7.1 vorgestellten univariaten Korrelationen im Allgemeinen und der Schlussfolgerung 7-4 im Speziellen wird zur Modellierung ein Produktansatz gewählt. Die Einzeleinflüsse gehen als Potenzfunktionen in den Ansatz ein. Der Einfluss der Werkzeugneigung λ auf die Querkraft F_λ wird ebenfalls als Potenzfunktion angesetzt, auch wenn ein eher linearer Zusammenhang besteht. Der erwartete Fehler ist gering, da eine Potenzfunktion einen linearen Zusammenhang in einem begrenzten Bereich durch entsprechenden Exponenten gut abbildet. Dies ist jedoch sehr vorteilhaft, da sich der gewählte Ansatz durch Logarithmieren in ein lineares Gleichungssystem überführen lässt. Dies wiederum erlaubt es, die multivariaten Regressionen auf sehr einfache Art durchzuführen. In allgemeiner Form kann der Ansatz wie folgt formuliert werden:

$$k = v_c^{m_{vc}} \cdot h^{m_h} \cdot r_\beta^{m_{r_\beta}} \cdot \lambda^{m_\lambda} \cdot \psi^{m_\psi} \cdot C \quad \{r_\beta, \lambda, \psi > 0\} \quad (\text{Formel 7-1})$$

k steht hierbei allgemein für die spezifischen Kraftkomponenten k_c , k_p , k_λ . Dabei werden die Modelle über den gesamten Parameterbereich sowie jeweils getrennt für die zwei Bereiche $r_\beta/h < 1$ und $r_\beta/h > 1$ (Schlussfolgerung 7-3) aufgestellt, um eine höhere Modellqualität zu gewährleisten. Die variierten Parameter sind durch ihre Variablen (v_c , r_β , h , λ , ψ) beschrieben. Im Exponent steht dabei jeweils die als Anstiegswert definierte Konstante zu jeder Variable, C ist eine Modellkonstante. Die Anstiegswerte und Modellkonstante werden durch die eigentliche Regression nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate für jedes Modell separat bestimmt. Diese Art Ansatz bedingt, dass keiner der Faktoren Null werden darf. Für Schnittgeschwindigkeit v_c , Spannungsdicke h und Schneidkantenradius r_β ist diese Einschränkung physikalisch sinnvoll. Der Faserorientierungswinkel bei CFK wird per Definition auf den Bereich zwischen 45° (entspricht der $-45^\circ/45^\circ$ -Orientierung) und 90° (entspricht der $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung) begrenzt. Wird ein nichtgewendelttes Werkzeug ($\lambda = 0^\circ$) verwendet, so wird der Anstiegswert auf konstant $m_\lambda = 0$ festgesetzt.

In Summe ergeben sich damit jeweils drei Regressionsmodelle für die spezifischen Schnittkraftkomponenten k_c , k_p und k_λ , das heißt jeweils neun Modelle für jeden der beiden Versuchswerkstoffe. Die Krafrichtungen werden im Weiteren über die Verhältnisse k_c/k_p bzw. k_c/k_λ abgebildet, aus denen sich die effektiven Krafrichtungswinkel durch einfache Trigonometrie errechnen lassen (vgl. Abbildung 7-9, Darstellung für Werkzeugneigung $\lambda=0^\circ$). Ein umfassender Modellvergleich der separaten Modelle mit den jeweiligen Gesamtmodellen ist in Abschnitt 7.2.3 beschrieben.

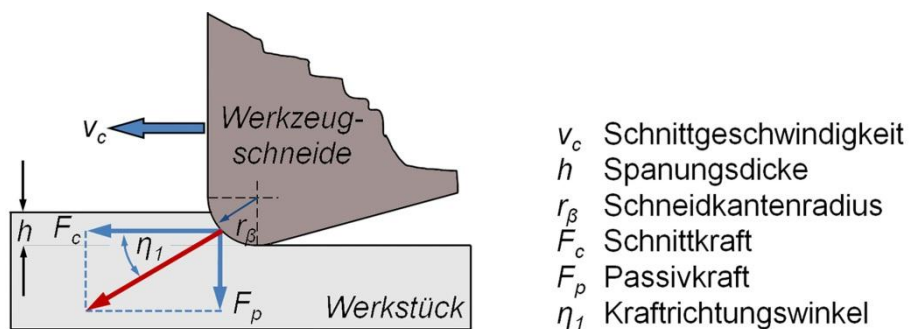


Abbildung 7-9: Schematische Darstellung des Schneidkeils im Eingriff mit angreifender Schnitt- und Passivkraft

7.2.2 Modelle

Gemäß der beschriebenen Vorgehensweise wurden insgesamt 18 Regressionsmodelle gemäß des allgemeinen Ansatzes aus Formel 7-1 berechnet. Diese beinhalten sämtliche experimentell variierten Parameter. Tabelle 7-1 fasst die für die SMC-Zerspanung bestimmten Modellparameter zusammen. Da die Fasern im SMC-Werkstoff ungeordnet vorliegen, ist für diese Modelle auch kein Parameter der Faserorientierung (m_ψ) bestimmt. Zusätzlich ist an dieser Stelle bereits das jeweilige Bestimmtheitsmaß R^2 der einzelnen Regressionsmodelle angegeben, um eine erste qualitative Einordnung der Modellgüte zu erlauben. Für eine ausführlichere Diskussion der Modellgüte, die über die Bestimmung von R^2 hinausgeht, sei an dieser Stelle auf das folgende Kapitel 7.2.3 verwiesen.

Tabelle 7-1: Modellparameter der Regressionsmodelle für spezifische Schnitt-, Passiv- und Querkraft für SMC

	k_c	k_c	k_c	k_p	k_p	k_p	k_λ^{*1}	k_λ^{*1}	k_λ^{*1}
	gesamt	$r_\beta/h < 1$	$r_\beta/h > 1$	gesamt	$r_\beta/h < 1$	$r_\beta/h > 1$	gesamt	$r_\beta/h < 1$	$r_\beta/h > 1$
m_{vc}	-0,020	-0,025	0,000	0,038	0,011	0,080	0,000	-0,001	0,014
m_h	-0,373	-0,280	-0,464	-0,702	-0,756	-0,648	-0,193	-0,251	-0,113
m_{r_β}	0,289	0,173	0,509	0,688	0,666	0,759	0,153	0,125	0,227
m_λ	-0,001	0,002	0,005	0,004	0,004	0,009	1,025	1,026	1,053
C	312,08	277,65	352,51	223,78	243,22	235,04	2,918	2,399	4,019
R^2	0,907	0,820	0,941	0,977	0,952	0,971	0,885	0,906	0,899

Einheiten: v_c (**mm/min**), h (mm), r_β (**mm**), λ ($^\circ$), C ($N \cdot \text{min}/(\text{mm}^5 \cdot ^\circ)$)

*1) Modell aufgestellt für $\lambda > 0^\circ$

Zur Reduktion eventuell notwendiger Einheitenumrechnungen werden alle Längen in mm angegeben, was für v_c und r_β ein von den bisherigen Angaben abweichendes Einheitenmaß bedeutet (fett hervorgehoben). Am Beispiel der spezifischen Schnittkraft bei SMC (gesamter Bereich) ist das Regressionsmodell in der folgenden Formel vollständig ausgeschrieben.

$$k_{c,SMC,r_\beta/h} = v_c^{-0,020} \cdot h^{-0,373} \cdot r_\beta^{0,289} \cdot \lambda^{-0,001} \cdot 312,08 \frac{N \cdot \text{min}}{\text{mm}^5 \cdot ^\circ} \quad (\text{Formel 7-2})$$

Die Angabe der Modelle für die CFK-Zerspanung erfolgt analog. Im Unterschied zum SMC ist im Falle von CFK die Faserorientierung berücksichtigt (m_ψ). Die Parameter sind in Tabelle 7-2 zusammengefasst.

Tabelle 7-2: Modellparameter der Regressionsmodelle für spezifische Schnitt-, Passiv- und Querkraft für CFK

	k_c	k_c	k_c	k_p	k_p	k_p	k_λ^{*1}	k_λ^{*1}	k_λ^{*1}
	gesamt	$r_\beta/h < 1$	$r_\beta/h > 1$	gesamt	$r_\beta/h < 1$	$r_\beta/h > 1$	gesamt	$r_\beta/h < 1$	$r_\beta/h > 1$
m_{vc}	-0,061	-0,049	-0,047	0,002	-0,017	0,023	-0,027	-0,002	-0,013
m_h	-0,433	-0,269	-0,570	-0,840	-0,890	-0,776	-0,311	-0,209	-0,428
m_{r_β}	0,319	0,111	0,510	0,684	0,711	0,667	0,225	0,009	0,381
m_λ	-0,002	-0,003	-0,004	-0,007	-0,005	-0,005	1,148	1,026	1,198
m_ψ	0,428	0,512	0,537	0,703	0,736	0,609	0,369	0,344	0,534
C	163,79	73,97	85,31	23,79	24,17	37,34	1,322	1,124	0,451
R^2	0,891	0,885	0,914	0,985	0,979	0,959	0,849	0,929	0,855

Einheiten: v_c (**mm/min**), h (mm), r_β (**mm**), λ ($^\circ$), ψ ($^\circ$), C ($N \cdot \text{min}/(\text{mm}^5 \cdot ^\circ)$)

*1) Modell aufgestellt für $\lambda > 0^\circ$

Entsprechend zu den Ergebnissen der Signifikanzanalyse (Schlussfolgerung 7-1, Schlussfolgerung 7-2) kann man sowohl bei den SMC-, als auch bei den CFK-Modellen durch den Betrag der Anstiegswerte auf die jeweilige Signifikanz der Parameter schließen. Je näher die Anstiegswerte bei null liegen, desto geringer ist der Einfluss der jeweiligen Variablen auf die Ergebnisgröße, wobei der Betrag der eingesetzten Variablen ebenfalls berücksichtigt werden muss. Für die spezifische Schnitt- und Passivkraft sind die Anstiegswerte m_{vc} und m_{λ} sehr nahe null und besitzen damit nur sehr geringe Signifikanz. Für die Querkraft dagegen ist die Werkzeugneigung λ erwartungsgemäß äußerst signifikant.

7.2.3 Modellgüte

Bevor die Modelle selbst visualisiert und die Parameter, welche die Kraftkomponenten maßgeblich beeinflussen, identifiziert werden, muss zunächst die Güte der Modelle diskutiert werden. Ein wesentliches Kriterium der Modellgüte stellt die Qualität der Aufteilung in zwei separate Modelle (Schlussfolgerung 7-3) für die zwei unterschiedlichen Eingriffsbedingungen ($r_{\beta}/h < 1$ und $r_{\beta}/h > 1$) dar. Die Beurteilung der Güte der Regressionsmodelle erfolgt auf zwei Arten: über das berechnete Bestimmtheitsmaß R^2 sowie über einen direkten Vergleich von experimentellen Daten und Regressionswerten.

Die zu jedem Modell berechneten Bestimmtheitsmaße R^2 sind in Tabelle 7-1 und Tabelle 7-2 bereits angegeben. R^2 ist ein Maß, das beschreibt, zu welchem Anteil die Ergebnisgrößen durch das Regressionsmodell beschrieben werden (vollkommene Beschreibung bei $R^2=1$). Es ist definiert als:

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n \text{Residuum}_i^2}{\sum_{i=1}^n (\text{Ergebnisgröße}_i - \text{mittlere Ergebnisgröße})^2} \quad (\text{Formel 7-3})$$

Das Residuum stellt dabei die Abweichung der jeweiligen Ergebnisgröße zur vorhergesagten Größe des Regressionsmodells dar. Dass bei dieser Definition die Summe der quadrierten Abweichungen der Ergebnisgrößen im Nenner steht, hat für die Bewertung der geteilten Modelle im vorliegenden Fall einen besonderen Einfluss: Prinzipiell werden dadurch gute Teilmodelle, die einen deutlich geringeren Ergebnisbereich als das Gesamtmodell abdecken, schlechter bewertet, selbst wenn die Regressionsfunktionen identisch sind. Die Quadratsumme der Residuen sinkt durch die Aufteilung ebenfalls ab (Zähler sinkt leicht). Da sich beim Teilmodell im Falle eines großen Ergebnisbereichs aber der Mittelwert der verwendeten Ergebnisdaten deutlich verschiebt, sind für die ansonsten gleiche Datenbasis die quadratischen Abweichungen hierfür deutlich geringer (Nenner sinkt stark). Das Bestimmtheitsmaß wird somit schlechter. Somit ist das Bestimmtheitsmaß von separaten Teilmodellen nur

dann besser als das des Gesamtmodells, wenn die Residuen durch die Aufteilung deutlich reduziert werden. Die Abnahme der quadratischen Abweichung muss überkompensiert werden. Da es sich hierbei um lineare Regressionen handelt, ist dies jedoch nur dann möglich, wenn in den separaten Bereichen stark unterschiedliche Trends vorliegen.

Zusätzlich erfolgt ein direkter grafischer Vergleich aller experimentell ermittelten Daten mit den dazugehörigen berechneten Regressionswerten für die jeweiligen Modelle (k_c , k_p und k_λ). Diese Gegenüberstellungen sind in Abbildung 7-10 für SMC und Abbildung 7-11 für CFK dargestellt. Jeweils in der linken Spalte (a) werden die gemeinsamen Regressionsmodelle über den gesamten Parameterbereich verglichen; in der rechten Spalte (b) finden sich die Gegenüberstellungen für separate Teilmodelle. Diese Darstellungen zusammen mit den Bestimmtheitsmaßen R^2 erlauben sowohl quantitative als auch qualitative Aussagen über die Modellgüten sowie die vorgeschlagene Teilung der Modelle bei $r_\beta/h=1$.

Eine Betrachtung der spezifischen Schnittkraft k_c zeigt zunächst, dass in diesem Fall die Experimentaldaten durch zwei separate Modelle besser beschrieben werden als durch ein Gesamtmodell. In den Gegenüberstellungen ist für das Gesamtmodell ein stark „gekrümmter“ Verlauf erkennbar. Bei kleinen und großen spezifischen Kräften unterschätzt das Regressionsmodell eher die wirklichen Kräfte, während es diese im Mittelbereich leicht überschätzt. Die Ursache wird in den signifikant verschiedenen Eingriffsbedingungen der beiden Bereiche $r_\beta/h < 1$ sowie $r_\beta/h > 1$ gesehen (vgl. Abbildung 7-5).

Die separaten Modelle dagegen streuen ohne erkennbare systematische Abweichung um die Winkelhalbierende, die einem perfekten Fit entspricht. Zudem ist die Breite des Streubandes gegenüber dem Gesamtmodell deutlich reduziert. Diese Trends gelten sowohl für SMC als auch für CFK. Auch die Bestimmtheitsmaße R^2 unterstützen diese Folgerung. Besonders der Bereich $r_\beta/h > 1$ wird durch getrennte Modelle besser beschrieben. Im Bereich $r_\beta/h < 1$ nimmt das Bestimmtheitsmaß gegenüber dem Gesamtmodell leicht ab. Da die Berechnung des Bestimmtheitsmaßes ein Teilmodell wie zuvor beschrieben tendenziell schlechter bewertet und die systematische Abweichung durch die Aufteilung eliminiert werden kann, sind die getrennten Modelle insgesamt vorzuziehen. Nicht zuletzt lassen sie eine Extrapolation der Ergebnisse über den experimentell untersuchten Bereich hinaus eher zu ($h < 0,005$ mm beim Fräsen unumgänglich!). Für die spezifische Schnittkraft werden die in den folgenden Abschnitten vorgestellten Ergebnisse auf Basis der getrennten Regressionsmodelle präsentiert.

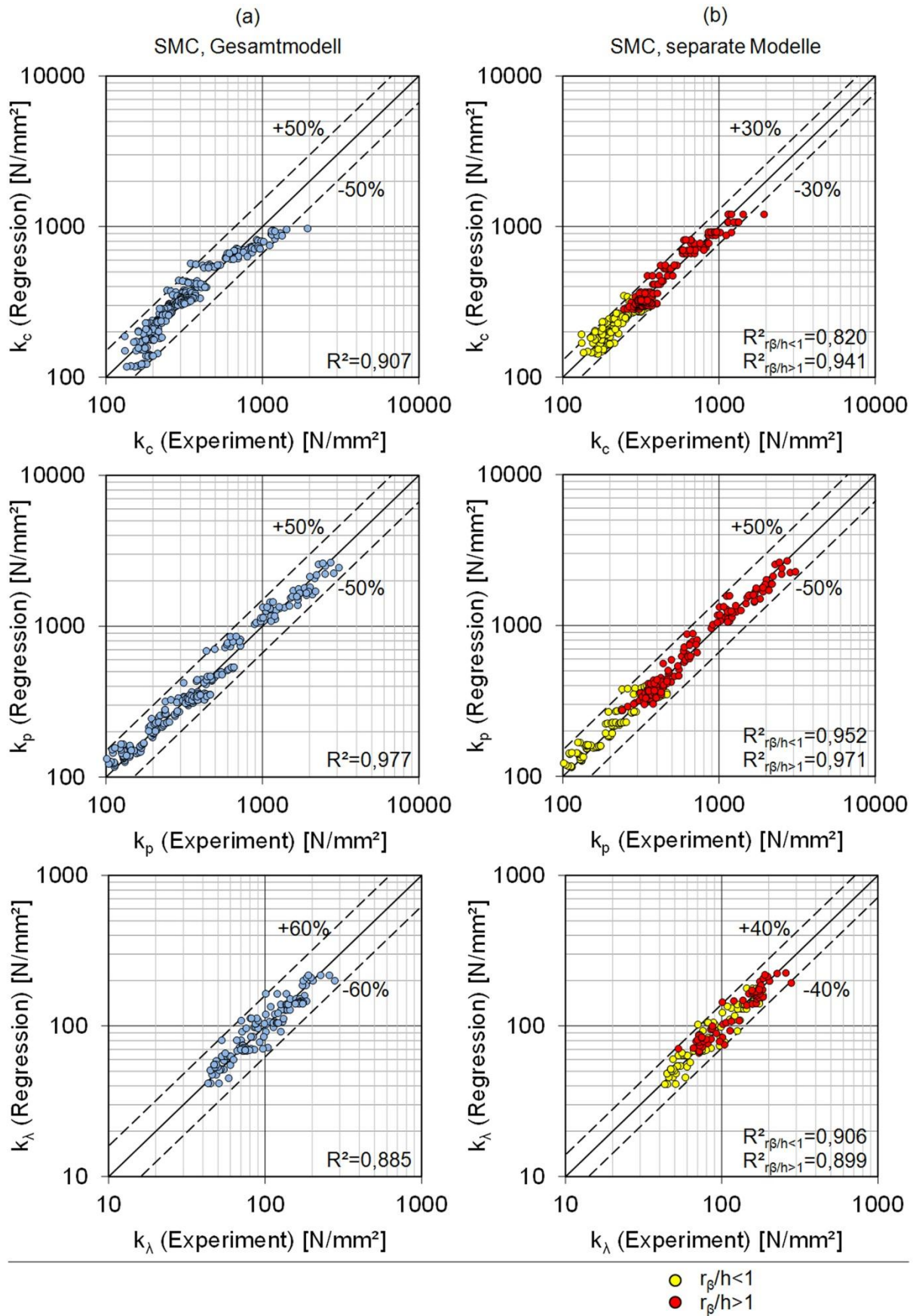


Abbildung 7-10: Direkte Gegenüberstellungen der experimentellen Daten und der berechneten Regressionswerte zur Darstellung der Modellgüte für SMC

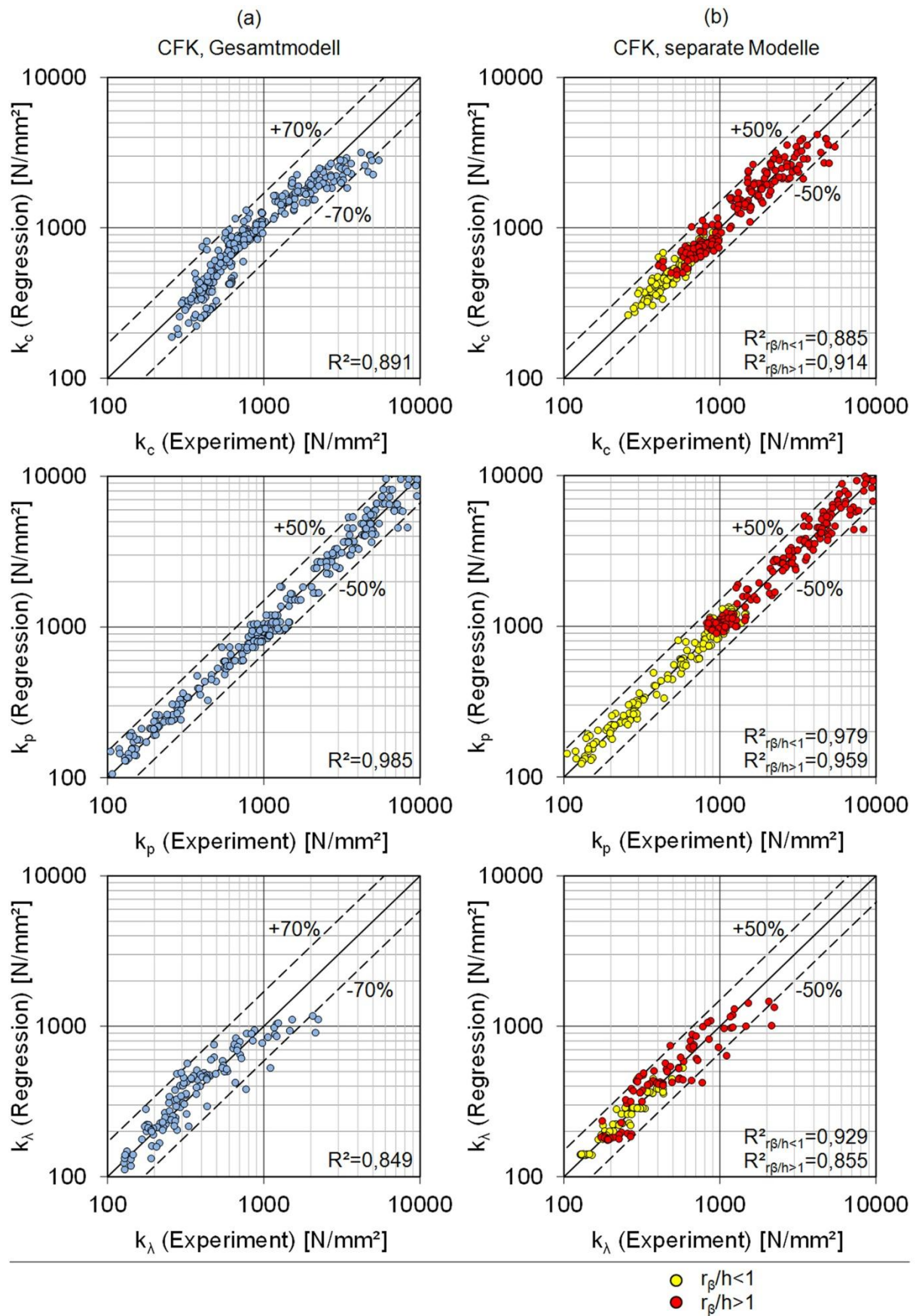


Abbildung 7-11: Direkte Gegenüberstellungen der experimentellen Daten und der berechneten Regressionswerte zur Darstellung der Modellgüte für CFK

Die spezifische Passivkraft k_p zeigt im Gegensatz zu k_c ein anderes Verhalten. Das gemeinsame Regressionsmodell auf Basis multiplizierter Potenzfunktionen bildet die Experimentaldaten bereits sehr gut ab ($R^2=0,977$ und $0,985$). Es ist weder für SMC noch CFK ein systematischer Fehler in den Gegenüberstellungen erkennbar; die Ergebnisse streuen zufällig um die Winkelhalbierende. Durch die Aufteilung in zwei separate Modelle verbessert sich die Modellgüte nicht. Die Bestimmtheitsmaße R^2 liegen für die beiden separaten Modelle leicht unterhalb dessen des Gesamtmodells, und die Streuungen können nicht nennenswert reduziert werden. Für die spezifische Passivkraft werden die nachfolgend vorgestellten Ergebnisse daher auf Basis der Gesamtmodelle präsentiert.

Für die spezifische Querkraft k_λ gilt wiederum Ähnliches wie für k_c . Durch die Aufteilung in zwei separate Modelle werden (für SMC und CFK) die Bestimmtheitsmaße der Teilmodelle gegenüber dem des Gesamtmodells jeweils leicht gesteigert. Auch die Streuung der Ergebnisdaten in den direkten Gegenüberstellungen kann durch die Aufteilung reduziert werden. Für die folgenden Darstellungen der Ergebnisse werden daher separate Regressionsmodelle für k_λ verwendet.

Auffallend ist auch, dass sämtliche beschriebenen Sachverhalte sowohl für den kurzglasfaserverstärkten als auch für den endloskohlenstofffaserverstärkten Werkstoff (SMC und CFK) gelten. Die Absolutwerte der Kräfte sind natürlich beim CFK deutlich höher. Für die generelle Modellbildung und besonders die Modellaufteilung nach der geometrischen Eingriffsbedingung (r_β/h) scheint jedoch eine Übertragbarkeit auch auf andere Kompositwerkstoffe aufgrund der deutlichen Ähnlichkeiten gegeben zu sein.

7.2.4 Einfluss der Parameter auf die Schnittkraftkomponente

Zur Visualisierung der Zusammenhänge zwischen den signifikanten Parametern und der spezifischen Schnittkraft ist für SMC in Abbildung 7-12 k_c über r_β und h geplottet. Der stark unterschiedliche Verlauf für die zwei separaten Bereiche ist deutlich zu erkennen. Der Grenzbereich der separaten Modelle entlang der Gerade entsprechend $r_\beta/h=1$ weist einen Knick in der Funktionsfläche sowie eine leichte Unstetigkeit bei größeren Schneidkantenradien auf. Der Knick und die Unstetigkeit sind Folgen des Modellwechsels.

Das Diagramm zeigt erwartungsgemäß einen deutlich überproportionalen Anstieg von k_c bei Spannungsdicken kleiner dem Schneidkantenradius ($r_\beta/h > 1$). Dies ist durch die Eingriffsbedingungen begründet und kann auf den resultierenden negativen Spanwinkel zurückgeführt werden. Der Spanwinkel wird

umso negativer, die Werkzeugeingriff damit umso „ungünstiger“, je größer das Verhältnis von r_β/h wird.

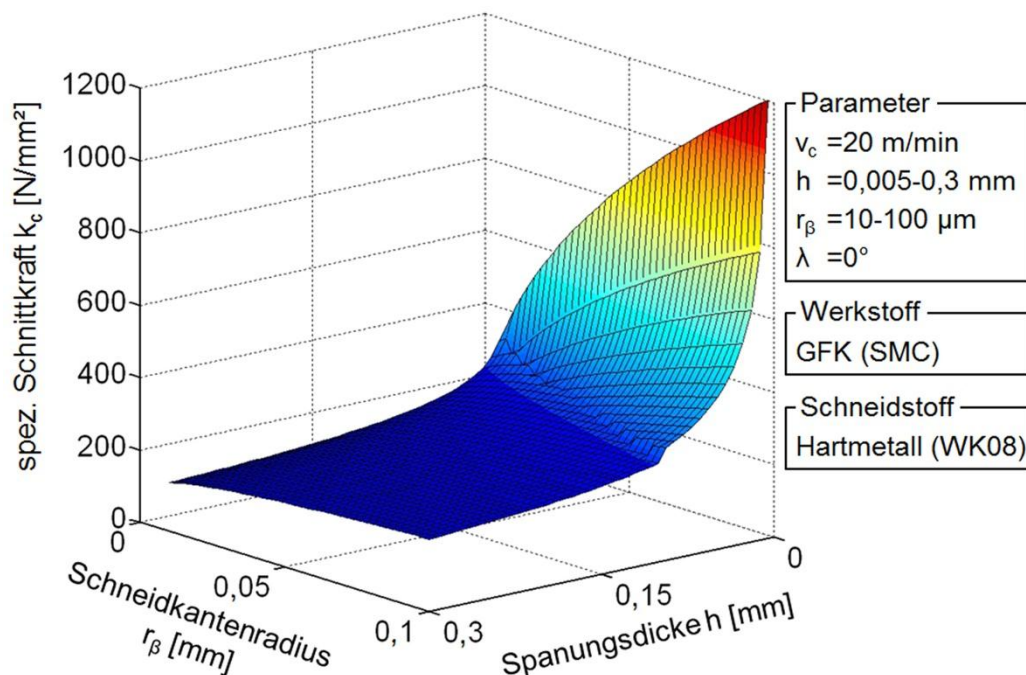


Abbildung 7-12: Separate multivariate Regressionsmodelle der spezifischen Schnittkraft k_c über dem Schneidkantenradius r_β und der Spanungsdicke h für SMC

Bemerkenswert ist auch, dass die spezifische Schnittkraft nahezu konstant ist für $r_\beta/h < 1$, d.h., dass die Schnittkraft F_c in diesem Bereich nahezu linear mit der Spanungsdicke h zunimmt. Auch der Schneidkantenradius weist einen überproportionalen Zusammenhang zu k_c auf. Besonders bei kleinen Radien bewirkt eine Vergrößerung von r_β (z.B. durch Werkzeugverschleiß) eine starke Zunahme der Schnittkräfte. In Kombination ist ersichtlich, dass unter dem Gesichtspunkt von k_c kleine Spanungsdicken und große Schneidkantenradien die ungünstigsten Bedingungen darstellen. Schnittgeschwindigkeit v_c und Werkzeugneigung λ beeinflussen k_c in nicht nennenswertem Maße. Daher ist der Plot in Abbildung 7-12 für konstante Werte dieser Parameter ($v_c=20$ m/min, $\lambda=0^\circ$) erstellt.

Die spezifische Schnittkraft bei der CFK-Zerspanung weist einen sehr ähnlichen Funktionsverlauf wie bei SMC auf, wobei die Absolutwerte der Kräfte um ca. 2,5- bis 3-mal höher liegen (Abbildung 7-13). Eine Erhöhung der Schneidkantenverrundung und eine Abnahme der Spanungsdicke wirken hier ebenfalls überproportional auf die spezifische Schnittkraft im Bereich von $r_\beta/h > 1$. Im Gegensatz zu SMC wurde der Einfluss des Faserorientierungswinkels mit

untersucht, und es zeigt sich, dass ein Schnitt unter $\psi = -45^\circ/45^\circ$ zu den Faserlagen die Kräfte um ca. 30% im Vergleich zum Schnitt unter $\psi = 0^\circ/90^\circ$ senkt (relativ konstant im untersuchten Bereich). Im Diagramm in Abbildung 7-13 ist dies durch zwei separate Funktionsflächen für diese beiden Schnittbedingungen dargestellt.

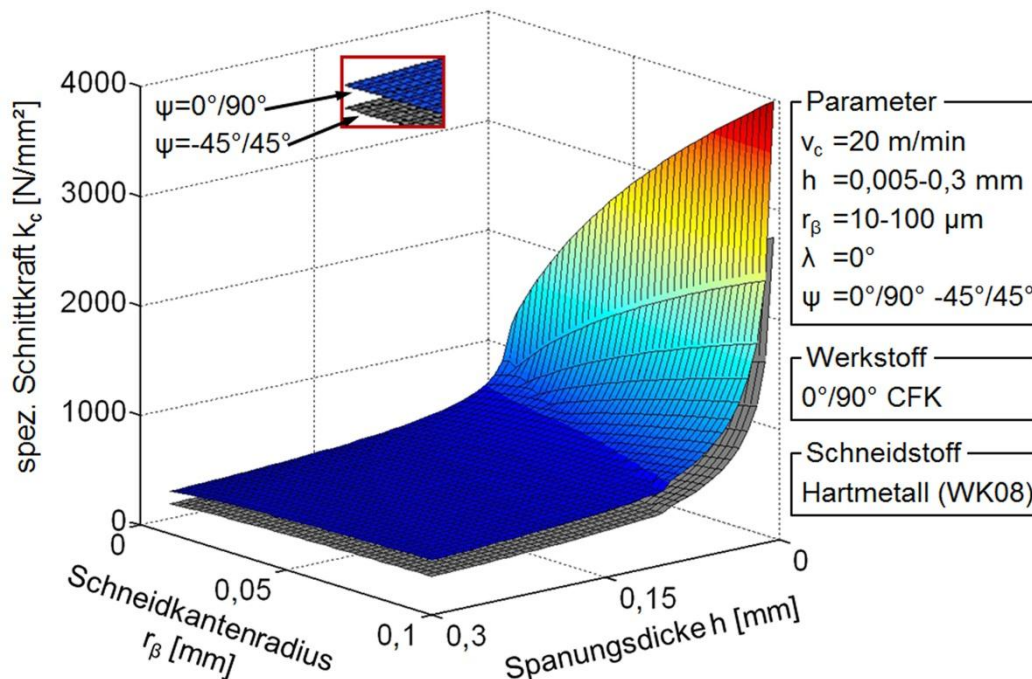


Abbildung 7-13: Separate multivariate Regressionsmodelle der spezifischen Schnittkraft k_c über dem Schneidkantenradius r_β und der Spanungsdicke h für CFK

7.2.5 Einfluss der Parameter auf die Passivkraftkomponente

Die Darstellung der Zusammenhänge für die spezifische Passivkraft k_p erfolgt analog zu den im vorherigen Abschnitt Beschriebenen für die spezifische Schnittkraft k_c . Der Verlauf für SMC ist in Abbildung 7-14 gezeigt. Er ist prinzipiell dem Schnittkraftverlauf sehr ähnlich mit dem Unterschied, dass die Werte der spezifischen Passivkräfte im Bereich $r_\beta/h > 1$ deutlich größer sind, im Bereich $r_\beta/h < 1$ jedoch deutlich kleiner.

Die maßgeblichen Parameter h und r_β zeigen also auch für k_p ein überproportional starken Einfluss. Der negative effektive Spanwinkel γ_{eff} beeinflusst die Passivkraft bei kleinen Spanungsdicken demnach noch deutlich stärker als die Schnittkraft. Schnittgeschwindigkeit v_c und Werkzeugneigung λ sind nicht signifikant und daher für die Darstellung konstant gehalten ($v_c = 20$ m/min, $\lambda = 0^\circ$). Für diese Werte sind in Abbildung 7-14 neben dem Regressionsmodell (Gitternetz) auch die tatsächlichen experimentellen

Messpunkte geplottet. Die gute Abbildung der Messwerte durch das Regressionsmodell zeigt sich hier noch einmal deutlich.

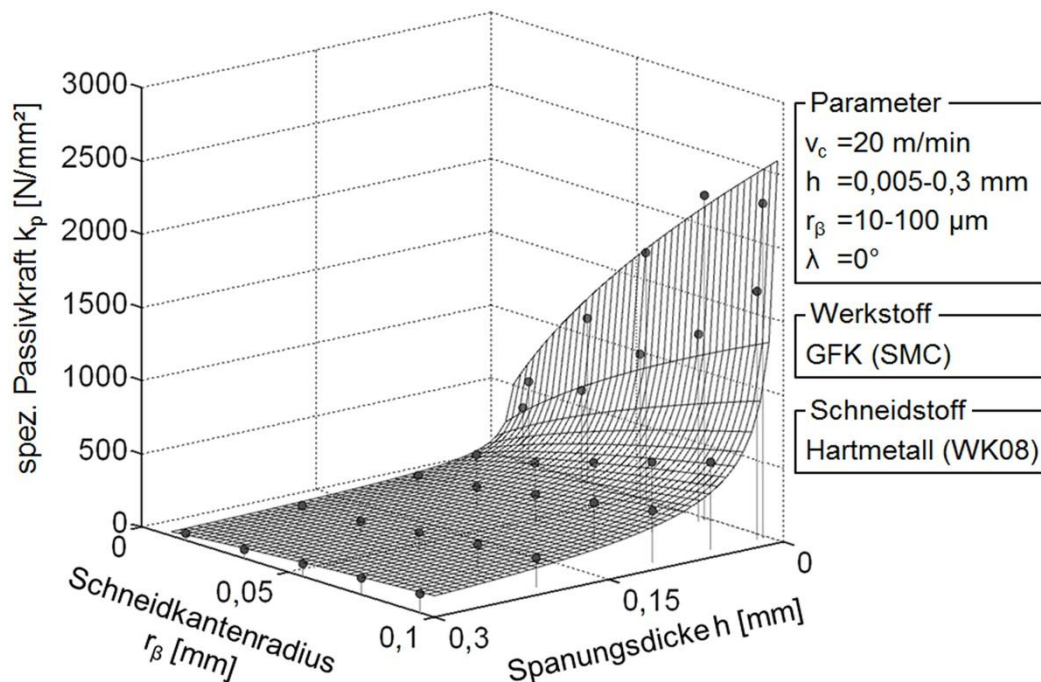


Abbildung 7-14: Multivariates Regressionsmodell und experimentelle Versuchsdaten der spezifischen Passivkraft k_p über dem Schneidkantenradius r_β und der Spanungsdicke h für SMC

Betrachtet man den Funktionsverlauf von k_p bei CFK, so lässt sich an dieser Stelle nicht viel Neues sagen. Der Verlauf ist dem bei SMC sehr ähnlich, mit dem Unterschied, dass die Absolutwerte für CFK um den Faktorbereich 2-4 über denen für SMC liegen (Abbildung 7-15). Spanungsdicke und Schneidkantenradius haben auch hier wieder besonders im Bereich $r_\beta/h > 1$ starken Einfluss auf die spezifischen Passivkräfte, während v_c und λ keinen darstellbaren Einfluss haben und daher für die Abbildung konstant gehalten werden.

Wie auch bei der Schnittkraft, hat der Winkel, unter dem die Fasern geschnitten werden, einen großen Einfluss auf die spezifische Passivkraft. k_p nimmt um ca. 40% ab, wenn der Schnitt unter $\psi = -45^\circ/45^\circ$ geschieht (im Vergleich zu $\psi = 0^\circ/90^\circ$). Dies ist im Diagramm durch zwei separate Darstellungen des Regressionsmodells für diese beiden Schnittbedingungen gezeigt.

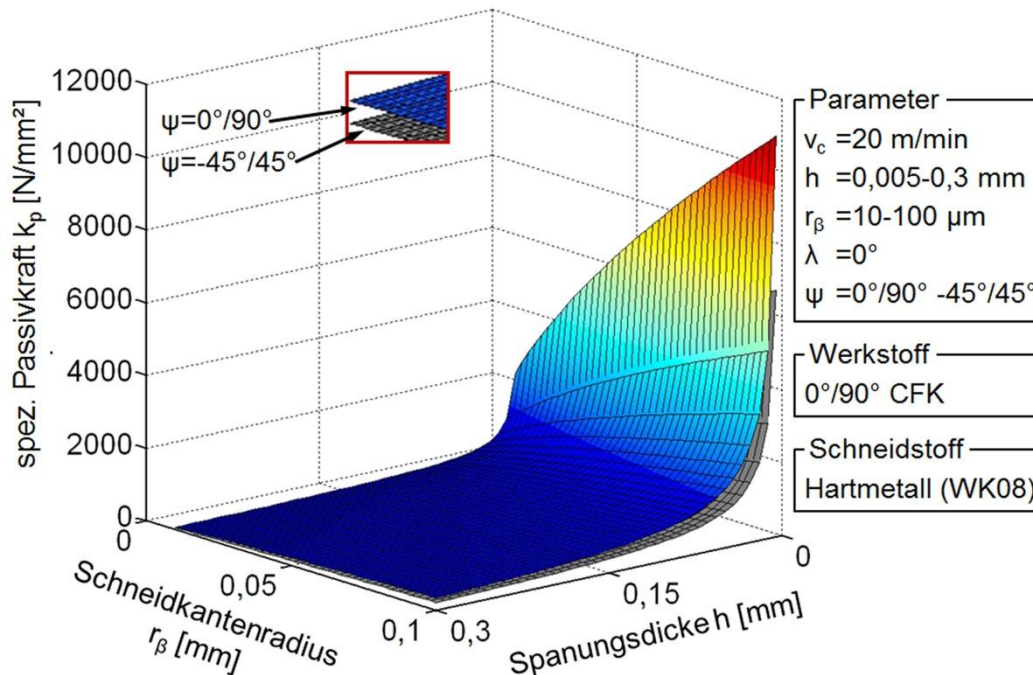


Abbildung 7-15: Multivariates Regressionsmodell der spezifischen Schnittkraft k_c über dem Schneidkantenradius r_β und der Spanungsdicke h für CFK bei zwei unterschiedlichen Faserorientierungen ψ

7.2.6 Einfluss der Parameter auf die Querkraftkomponente

Die Darstellungen der Regressionsmodelle für die spezifische Querkraft k_λ sind in den folgenden zwei Diagrammen zusammengefasst (SMC: Abbildung 7-16, CFK: Abbildung 7-17). Da die Werkzeugneigung λ aus offensichtlichem Grund einen essentiellen Einfluss k_λ ausübt, sind in den Diagrammen jeweils die Modelle für separate, konstante Werte für λ gemäß den verwendeten Versuchsparametern (0° , 20° , 40°) abgebildet.

Bei $\lambda = 0^\circ$ ist die Querkraft – natürlich bis auf durch Inhomogenitäten im Material verursachte Streuungen – vernachlässigbar. Da die Modellgüte für separate Modelle etwas besser ist als für gemeinsame Modelle (vgl. Abschnitt 7.2.3), sind in den 3D-Darstellungen die Bereiche für $r_\beta/h < 1$ und $r_\beta/h > 1$ durch ihre jeweiligen Modelle abgebildet.

Im Falle von SMC ist die an der Grenzlinie erkennbare Unstetigkeit sehr ausgeprägt, so dass im Übergangsbereich eine lokale Mittelung zwischen den Modellen erfolgen muss. Im Vergleich des Diagramms mit dem für CFK zeigt sich, dass auch bei CFK eine Unstetigkeit auftritt, diese aber relativ gesehen deutlich weniger signifikant ist. Die deutlich stärkere Unstetigkeit bei SMC wird auf die absolut gesehen geringeren Kräfte zurückgeführt, durch die schon leichte Streuungen im Material oder Prozess eine relativ große Wirkung erzielen. Auch zeigen die Modelle für CFK im Bereich $r_\beta/h > 1$ einen etwas stärkeren Anstieg bei

kleinen Spannungsdicken als bei SMC, was wohl an der höheren interlaminaren Festigkeit des CFK liegt.

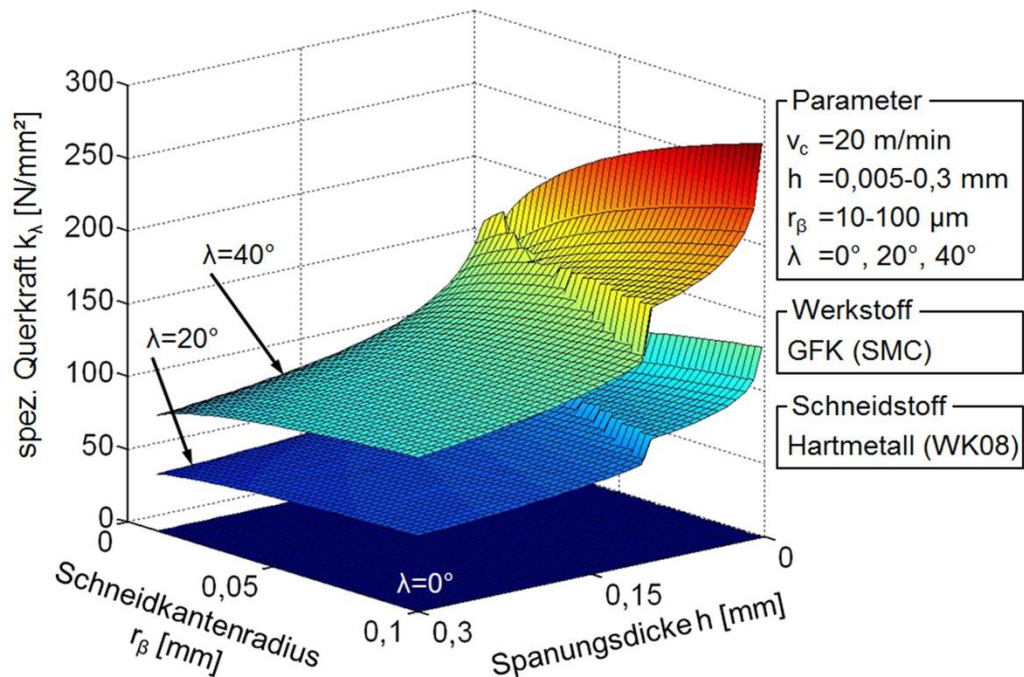


Abbildung 7-16: Separate multivariate Regressionsmodelle der spezifischen Querkraft k_λ über dem Schneidkantenradius r_β und der Spannungsdicke h für SMC bei drei verschiedenen Werkzeugneigungen λ

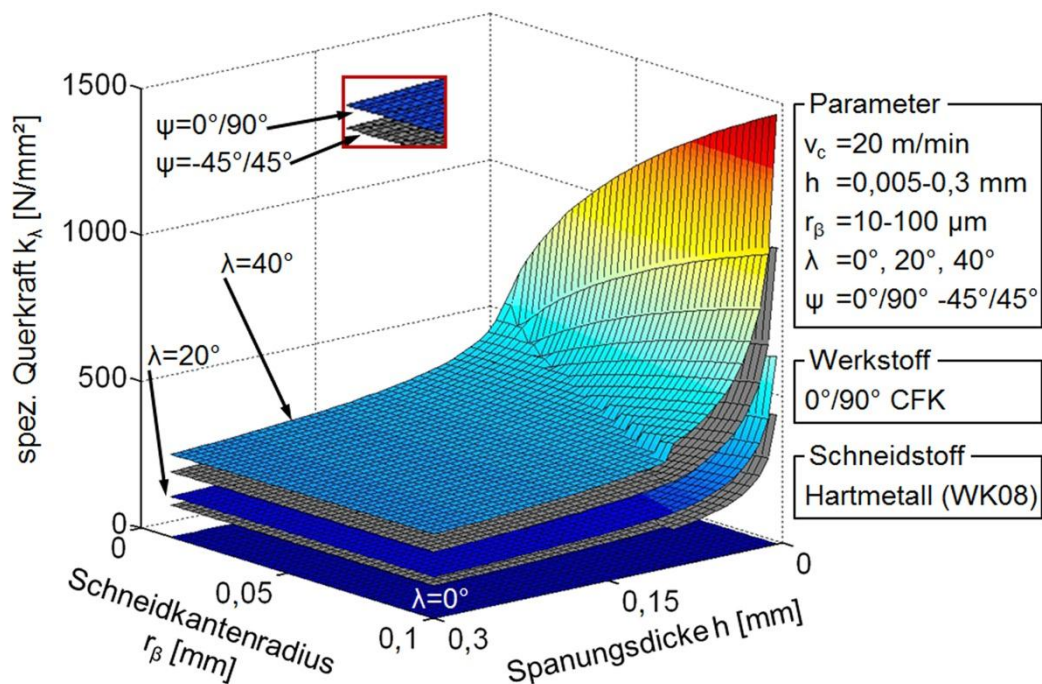


Abbildung 7-17: Separate multivariate Regressionsmodelle der spez. Querkraft k_λ über dem Schneidkantenradius r_β und der Spannungsdicke h für CFK bei drei verschiedenen Werkzeugneigungen λ und zwei Faserorientierungen ψ

Auch hier ist für CFK der Einfluss der Faserorientierung durch separate Modellflächen in Abbildung 7-17 dargestellt. Es ist wieder ersichtlich, dass ein Faserschnitt unter $\psi=-45^\circ/45^\circ$ im Vergleich zu $\psi=0^\circ/90^\circ$ die Querkräfte senkt. Bei $\lambda=20^\circ$ und $\lambda=40^\circ$ um jeweils ca. 20-30%. Als einziger Parameter ohne nennenswerten Einfluss auf die Querkraft wurde die Schnittgeschwindigkeit für die Darstellungen konstant gehalten ($v_c=20$ m/min).

7.2.7 Einfluss der Parameter auf den Gesamtkraftbetrag

Das Vorhandensein der Querkraft bei Werkzeugneigungswinkeln $\lambda > 0^\circ$ ist zum einen natürlich absolut nachvollziehbar, wirft zum anderen jedoch einen interessanten Gesichtspunkt auf. Betrachtet man nämlich die resultierende spezifische Gesamtbearbeitungskraft k_{res} (Vektorsumme der orthogonalen Komponenten k_c , k_p und k_λ), so erhöht sich k_{res} durch k_λ größer null, sofern k_c und k_p durch die Werkzeugneigung nicht beeinflusst werden. In den vorangehenden Kapiteln wurde bereits gezeigt, dass weder k_c noch k_p signifikant durch λ beeinflusst werden. Damit lässt sich schlussfolgern, dass beispielsweise durch den Einsatz von gewendelten Fräswerkzeugen, die durch die Wendelung eine zusätzliche Axialkraftkomponente erzeugen (entspricht prinzipiell der hier verwendeten Querkraft) die auf das Werkstück wirkende Bearbeitungskraft erhöht wird.

Am Beispiel der Regressionsmodelle für SMC wird diese Folgerung in Abbildung 7-18 belegt. Dargestellt ist jeweils die aus den Einzelkomponenten berechnete resultierende spezifische Gesamtkraft für den Fall $\lambda=0^\circ$ und $\lambda=40^\circ$. Da die Kraftkomponenten orthogonal zueinander stehen, wird k_{res} entsprechend der Berechnung der Raumdiagonalen eines Quaders mit folgender Formel aus den Einzelregressionsmodellen bestimmt (vgl. auch Abbildung 7-19):

$$k_{res} = \sqrt{k_c^2 + k_p^2 + k_\lambda^2} \quad (\text{Formel 7-4})$$

Der Unterschied zwischen den beiden abgebildeten Funktionsflächen ist zwar nur schlecht erkennbar, jedoch liegt k_{res} für $\lambda=40^\circ$ um ca. 10-17% über dem Fall mit ungeneigtem Werkzeug ($\lambda=0^\circ$), je nach Lage im untersuchten Parameterfeld. Die hohen Unterschiede von 17% treten im Bereich hoher Spannungsdicken auf, wobei auch schon um 10-12% erhöhte resultierende Kräfte im unteren Spannungsdickenbereich signifikant sind. Dass die Gesamtkrafterhöhung insgesamt jedoch noch relativ moderat ist, liegt an der Tatsache, dass sowohl Schnitt- als auch Passivkraft sehr viel größer sind als die Querkraft. Im Fall von CFK zeigt sich ein ähnliches Bild. Die Unterschiede liegen hier jedoch im Bereich

von 3-18%, da vor allem die Passivkraft bei CFK sehr viel höher liegt als bei SMC.

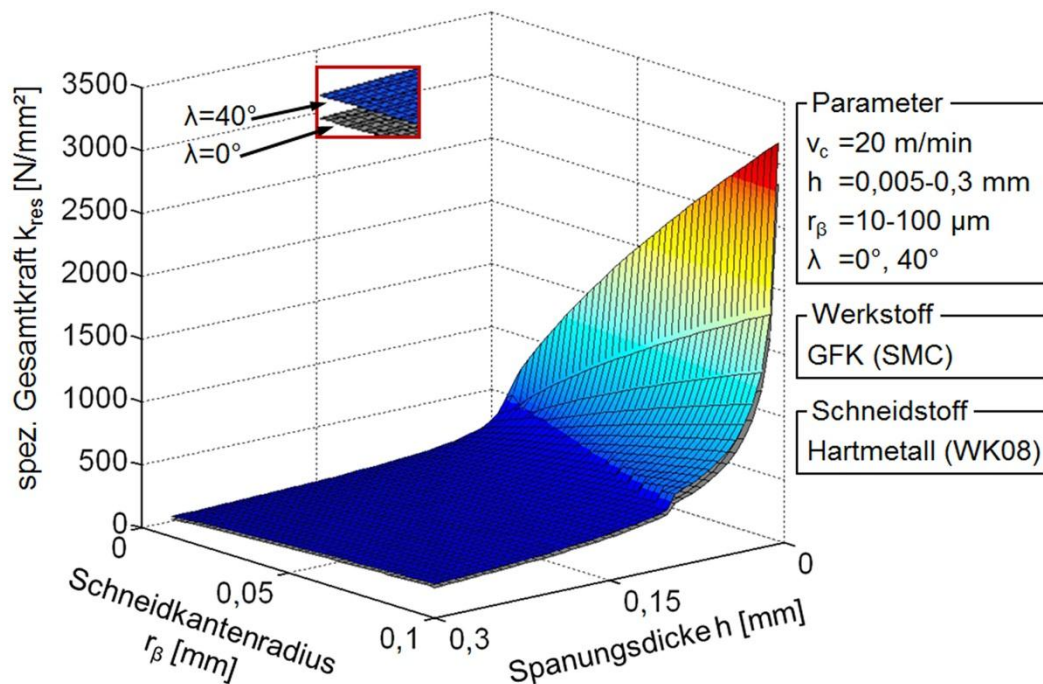


Abbildung 7-18: Separate multivariate Regressionsmodelle der spezifischen Gesamtkraft k_{res} über dem Schneidkantenradius r_β und der Spanungsdicke h für SMC bei zwei verschiedenen Werkzeugneigungen λ

7.2.8 Einfluss der Parameter auf die Prozesskraftrichtung

Ein für die im Rahmen der Zielstellung dieser Arbeit essentieller Punkt ist die Richtung der resultierenden Bearbeitungskraft, da diese letztlich zusammen mit dem Gesamtkraftbetrag die Belastung auf das Werkstück definiert. Dazu werden gemäß Abbildung 7-19 die beiden Winkel η_1 und η_2 eingeführt, durch die die Wirkrichtung der Gesamtbearbeitungskraft vollständig definiert ist.

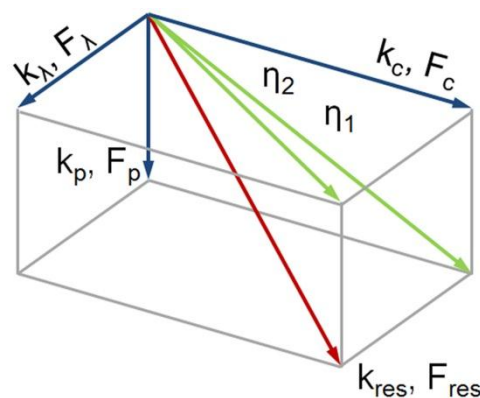


Abbildung 7-19: Schematische Darstellung der Prozesskräfte und Krafrichtungswinkel

η_1 beschreibt dabei den Winkel zwischen Schnittkraft und der Resultierenden aus Schnitt- und Passivkraft. Entsprechend ist η_2 der Winkel zwischen Schnittkraft und der Resultierenden aus Schnitt- und Querkraft. Die Winkel werden im Folgenden aus den Kraftverhältnissen von Schnitt- und Passivkraft bzw. Schnitt- und Querkraft berechnet.

In Abbildung 7-20 ist zunächst das Verhältnis von spezifischer Schnitt- zu Passivkraft über den signifikanten Parametern r_β und h dargestellt. Der Knick beim Übergang der Funktionsflächen entlang der Linie $r_\beta/h=1$ ist deutlich zu erkennen. Ebenfalls wird deutlich, dass bei Spannungsdicken kleiner dem Schneidkantenradius ($r_\beta/h > 1$) k_c/k_p kleiner eins ist, die Passivkraft im Betrag also größer als die Schnittkraft ist.

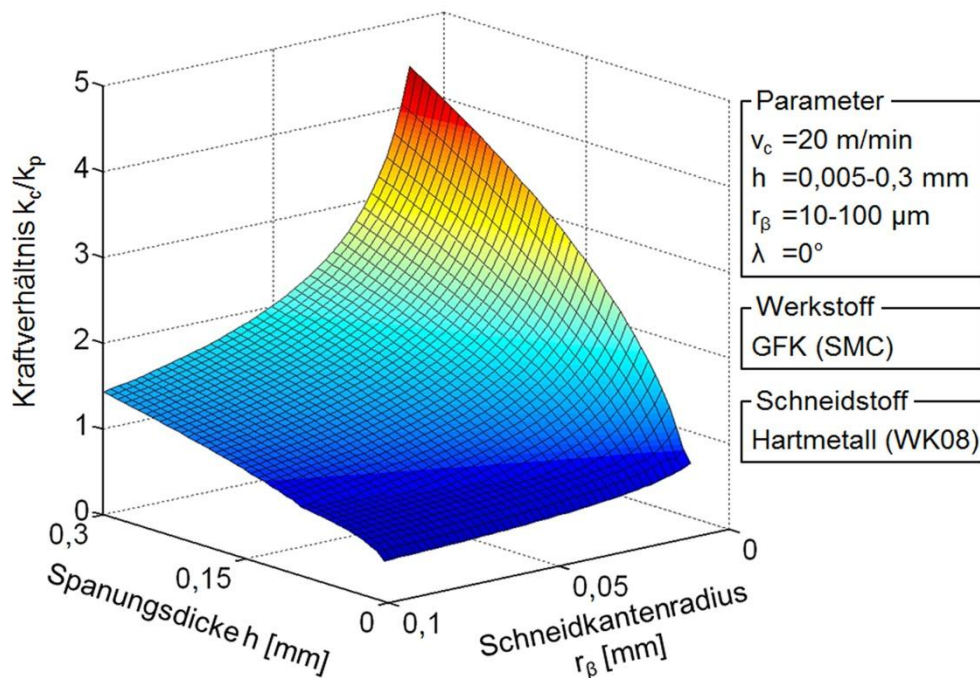


Abbildung 7-20: Verhältnis der separaten multivariaten Regressionsmodelle von spezifischer Schnitt- und Passivkraft (k_c/k_p) über dem Schneidkantenradius r_β und der Spannungsdicke h für SMC

Der Effekt verstärkt sich mit Abnahme der Spannungsdicke und Zunahme der Schneidenverrundung weiter. Im Bereich in dem die Spannungsdicke größer dem Schneidkantenradius ist ($r_\beta/h < 1$) verliert die Passivkraft mit zunehmender Spannungsdicke und abnehmender Schneidenverrundung an Einfluss. Übertragen gesagt bedeutet dies, dass bei scharfem Werkzeug und nicht zu geringer Spannungsdicke der Einfluss der (meist unerwünschten) Passivkraft reduziert wird.

Die entsprechende Darstellung für CFK in Abbildung 7-21 zeigt einen sehr ähnlichen Funktionsverlauf. Abgebildet sind die Regressionsmodelle für zwei verschiedene Faserorientierungen ($\psi=-45^\circ/45^\circ$ und $\psi=0^\circ/90^\circ$). Diese sind im Bereich $r_\beta/h > 1$ nahezu identisch und unterscheiden sich nur um ca. 5%. Im Bereich größerer Spannungsdicken $r_\beta/h < 1$ wird der Unterschied deutlicher. Ein Schnitt unter $\psi=-45^\circ/45^\circ$ erhöht den Einfluss der Schnitt- gegenüber der Passivkraft im dargestellten Diagramm um ca. 17%.

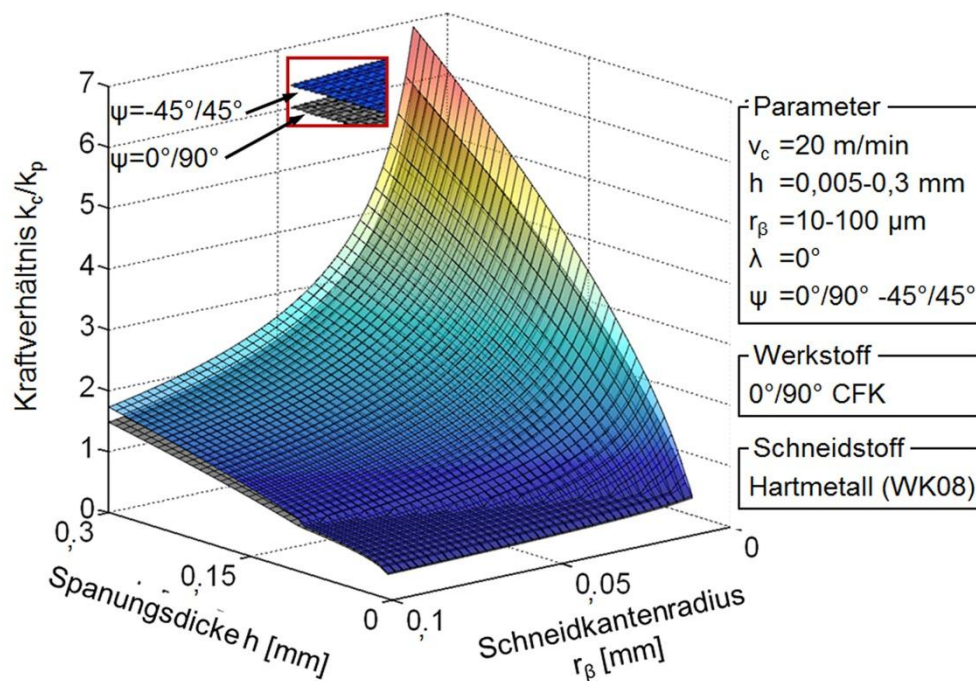


Abbildung 7-21: Verhältnis der separaten multivariaten Regressionsmodelle von spez. Schnitt- und Passivkraft (k_c/k_p) über dem Schneidkantenradius r_β und der Spannungsdicke h für CFK bei zwei unterschiedlichen Faserorientierungen λ

Für SMC und CFK gilt gemeinsam, dass weder die Werkzeugneigung λ noch die Schnittgeschwindigkeit v_c einen darstellbaren Unterschied im Verhältnis k_c/k_p ausmacht. Beide wurden daher für die Abbildungen konstant gehalten ($v_c=20$ m/min, $\lambda=0^\circ$).

Im untersuchten Parameterbereich beträgt der Unterschied im Verhältnis von Schnitt- und Passivkraft zwischen den grundverschiedenen Werkstoffen SMC und CFK maximal 40% (r_β und $h \rightarrow 0$), meist jedoch weniger als 25%. Die Auswirkung auf den effektiven Krafrichtungswinkel η_1 ist in Abbildung 7-22 visualisiert. Dargestellt sind zum direkten Vergleich die Verläufe von η_1 über dem Eingriffsverhältnis r_β/h für SMC und CFK unter zwei Faserorientierungswinkeln. Zusätzlich sind die Diagramme für drei unterschiedliche Schneidkantenradien aus dem untersuchten Bereich erstellt. Es zeigt sich, dass die Unterschiede im

resultierenden Winkel η_1 bei maximal ca. 10° , meist jedoch unterhalb von 5° liegen. Trotz der sehr verschiedenen Werkstoffe ist die Krafrichtung aus Schnitt- und Passivkraft primär durch die geometrischen Eingriffsbedingungen am Schneidkeil bestimmt.

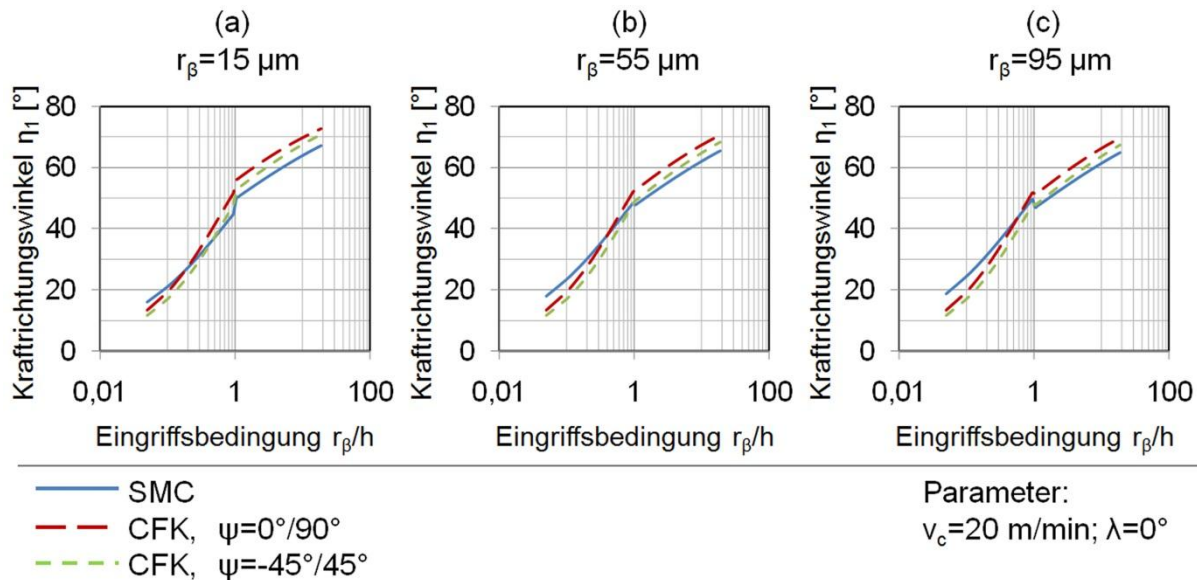


Abbildung 7-22: Effektiver Krafrichtungswinkel η_1 aus Schnitt- und Passivkraft (k_c , k_p) über dem geometrischen Eingriffsverhältnis (r_β/h) für SMC und CFK bei verschiedenen Schneidkantenradien r_β

Bei entgegen der Schnittrichtung geneigtem Werkzeug ergibt sich mit der Querkraft eine zusätzliche Kraftkomponente, die die Richtung der Resultierenden beeinflusst. Dies ist zunächst für SMC in Abbildung 7-23 dargestellt. Es ist das Verhältnis von Schnitt- zur Querkraft über r_β und h für zwei verschiedene Werkzeugneigungswinkel abgebildet. Der Knick der Funktionsflächen bei $r_\beta/h = 1$ ist deutlich erkennbar. Die Funktionsverläufe sind in den zwei Bereichen sehr verschieden. Während es einen steilen Anstieg des Verhältnisses bei kleinen Spannungsdicken und großen Schneidkantenradien ($r_\beta/h > 1$) gibt, ist der Verlauf bei $r_\beta/h < 1$ nahezu konstant. Das bedeutet, dass sich in diesem Bereich Schnitt- und Querkraft in nahezu konstantem Verhältnis ändern. Die starke Zunahme von k_c/k_λ bei kleinen Spannungsdicken deutet darauf hin, dass die Werkstückfestigkeit senkrecht zur Schnittrichtung und Werkstückebene besonders bei kleinen Spannungsdicken eher gering ist.

In dem Diagramm ist ebenfalls der Einfluss der Werkzeugneigung wiedergegeben. Eine stärkere Werkzeugneigung erhöht, wie schon zuvor in Kapitel 7.2.6 gezeigt, den Betrag der Querkraft. Da die Neigung aber die Schnittkraft so gut wie nicht beeinflusst (vgl. Abschnitt 7.2.4), zeigt sich über den

gesamten Bereich ein insgesamt um etwa die Hälfte reduziertes Verhältnis k_c/k_λ bei Verdopplung von λ von 20° auf 40° .

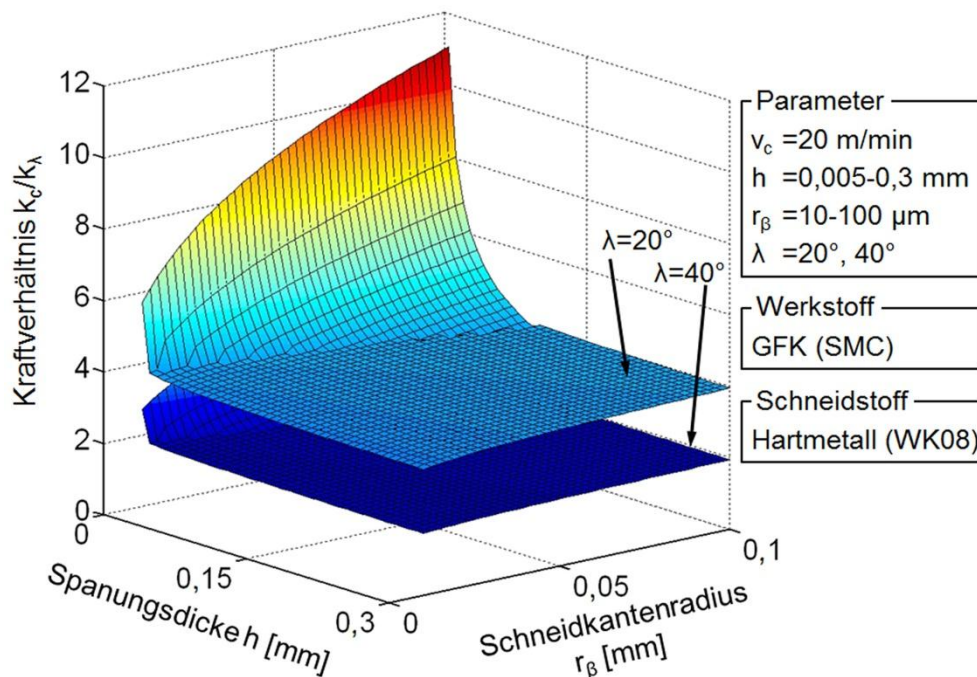


Abbildung 7-23: Verhältnis der separaten multivariaten Regressionsmodelle von spezifischer Schnitt- und Querkraft (k_c/k_λ) über dem Schneidkantenradius r_β und der Spannungsdicke h bei zwei Werkzeugneigungen λ für SMC

Zum Vergleich ist in Abbildung 7-24 k_c/k_λ über r_β und h für CFK dargestellt. Es sind ebenfalls zwei Werkzeugneigungen ($\lambda=20^\circ$, $\lambda=40^\circ$) gezeigt, zusätzlich jedoch wieder jeweils zwei verschiedene Faserorientierungswinkel ($\psi=-45^\circ/45^\circ$, $\psi=0^\circ/90^\circ$). Prinzipiell ist der Funktionsverlauf dem bei SMC ähnlich. Im Bereich $r_\beta/h > 1$ erkennt man deutlich einen starken Anstieg mit abnehmender Spannungsdicke und zunehmendem Schneidkantenradius; bei $r_\beta/h < 1$ sind die Regressionsfunktionen auch hier wieder nahezu konstant. Eine Änderung des Faserorientierungswinkels von $\psi=0^\circ/90^\circ$ auf $\psi=-45^\circ/45^\circ$ verursacht in diesem Fall eine relative Zunahme der Querkraft, was sich durch Reduktion von k_c/k_λ um ca. 11% ausdrückt. Dies gilt jedoch nur im Bereich großer Spannungsdicken bei $r_\beta/h < 1$. Bei $r_\beta/h > 1$ liegen die Verhältnisse k_c/k_λ bei variiertem Faserorientierungswinkel annähernd übereinander. Eine Änderung von ψ hat in diesem Bereich somit so gut wie keinen Einfluss auf die Krafrichtung. Ein Einfluss der Schnittgeschwindigkeit ist auch hier wieder nicht nachweisbar. Sie wurde daher für die Darstellung auf konstant $v_c=20$ m/min gesetzt.

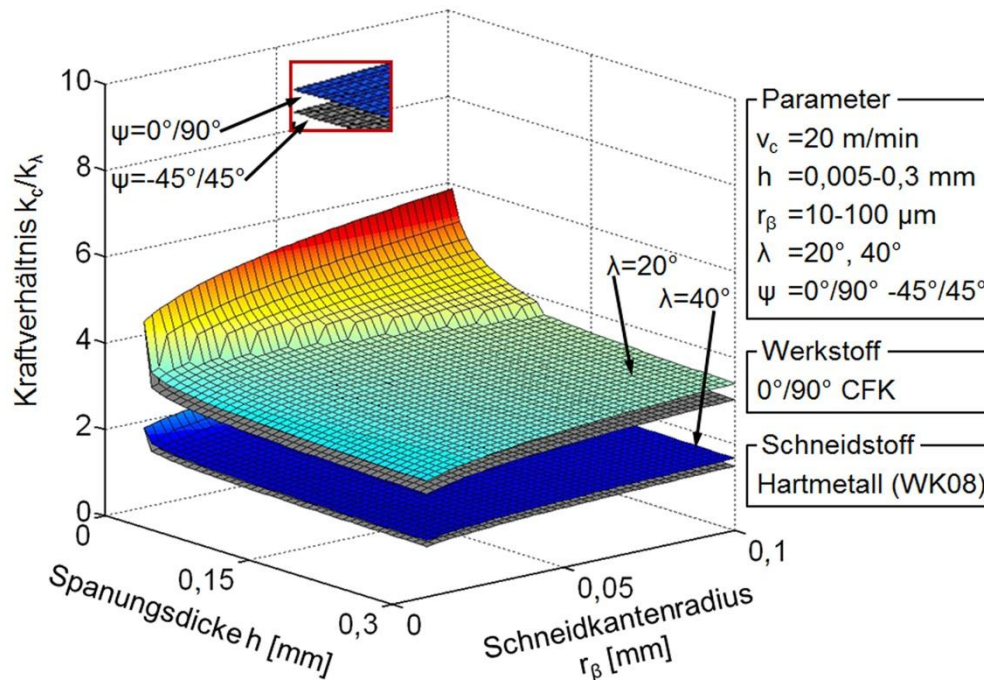


Abbildung 7-24: Verhältnis der separaten multivariaten Regressionsmodelle von spezifischer Schnitt- und Querkraft (k_c/k_λ) über dem Schneidkantenradius r_β und der Spannungsdicke h bei zwei Werkzeugneigungen λ und Faserorientierungen ψ für CFK

Im direkten Vergleich der Kraftverhältnisse k_c/k_λ von SMC mit denen von CFK zeigen sich größere Unterschiede: Die Werte bei CFK liegen im Bereich $r_\beta/h < 1$ um ca. 24-31% unterhalb derer von SMC, im Bereich $r_\beta/h > 1$ sind sie sogar bis zu 48% niedriger. Dies bedeutet, dass bei CFK die resultierende Querkraft im Verhältnis zur Schnittkraft deutlich höher liegt, die Festigkeit des Werkstoffs senkrecht zur Oberfläche bei CFK also höher als bei SMC ist. Plottet man zum direkten Vergleich den sich ergebenden Winkel zwischen der Schnittkraft und der Resultierenden aus Schnitt- und Querkraft (η_2), so zeigt sich, dass eine Übertragbarkeit der Ergebnisse zwischen SMC und CFK bedingt gegeben ist (Abbildung 7-25). Im Gegensatz zum effektiven Krafrichtungswinkel η_1 hat der Werkstoff einen großen Einfluss auf η_2 . Die Querkraft F_λ wirkt im schrägen Schnitt ($\lambda > 0^\circ$) in eine nicht durch ein großes Materialvolumen abgestützte Richtung. Primär senkrecht zur Faserebene wirkende Kraftkomponenten sind proportional stärker materialabhängig als Kraftkomponenten in Faserebene.

Die Kurvenverläufe weisen für SMC bei $r_\beta/h > 1$ einen steileren Gradienten auf als bei CFK. Innerhalb des untersuchten Bereichs liegt die Differenz zwischen den Werkstoffen nie über 10° . Es ist also alles in allem noch immer eine relativ gute Prognose der Krafrichtung allein auf Basis der geometrischen Eingriffsbedingung r_β/h und der Werkzeugneigung λ möglich.

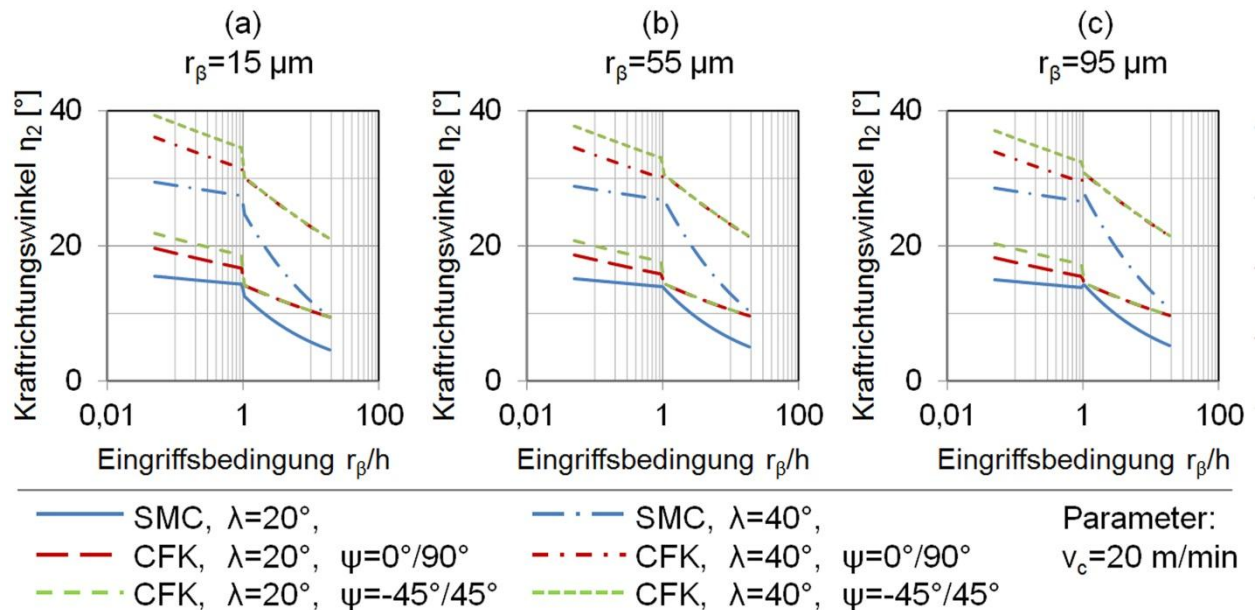


Abbildung 7-25: Effektiver Krafrichtungswinkel η_2 aus Schnitt- und Querkraft (k_G , k_λ) über dem geometrischen Eingriffsverhältnis (r_β/h) für SMC und CFK bei verschiedenen Schneidkantenradien r_β

7.2.9 Fazit zur multivariaten Analyse

Die wichtigsten Ergebnisse der multivariaten Modellbildung und Analyse dieser Modelle lassen sich in den nachfolgend formulierten Punkten zusammenfassen.

Schlussfolgerung 7-5

Die experimentell ermittelten Daten zu Schnitt- und Querkraft werden für beide Versuchswerkstoffe besser durch separate Regressionsmodelle für die Bereiche $r_\beta/h < 1$ und $r_\beta/h > 1$ beschrieben. Sowohl Bestimmtheitsmaß als auch direkter Vergleich von Experiment und Modell werden auf diese Art verbessert. Die Passivkraft dagegen wird im gesamten Bereich sehr gut durch ein einziges Regressionsmodell nach einem Potenzansatz beschrieben.

Schlussfolgerung 7-6

Insgesamt bilden die Regressionsmodelle die experimentellen Daten über den gesamten untersuchten Bereich gleichmäßig gut ab und zeigen ein lineares Verhalten in direkten Gegenüberstellungen. Die Abweichungen streuen zufällig. Es kann daher eine gewisse Extrapolation der Modelle über den untersuchten Bereich hinaus vorgenommen werden.

Schlussfolgerung 7-7

Die Absolutwerte der Kraftkomponenten sind bei CFK (erwartungsgemäß) aufgrund der größeren Werkstofffestigkeiten deutlich höher als bei SMC. Qualitativ zeigen die Modelle jedoch sehr ähnliche Funktionsverläufe.

Schlussfolgerung 7-8

Durch Neigung des Werkzeugs, bzw. der Hauptschneide entgegen der Schnittrichtung wird eine zusätzliche Querkraftkomponente erzeugt, die in Vektorsumme die Gesamtbearbeitungskraft erhöht.

Schlussfolgerung 7-9

Die Prozesskrafttrichtung lässt sich werkstoffübergreifend durch die Krafrichtungswinkel η_1 und in eingeschränktem Maße η_2 , rein auf Basis der geometrischen Eingriffsbedingung r_β/h , mit einem Fehler von maximal 10° (meist deutlich darunter) zwischen den beiden grundverschiedenen Versuchswerkstoffen beschreiben. Daher ist eine Übertragbarkeit der Modelle für die Krafrichtungen auf ähnliche Composites gegeben.

7.3 Fazit zur Prozesskraftbestimmung

Das Ziel der in diesem Kapitel beschriebenen Arbeiten bestand in der Bildung mathematischer Regressionsmodelle für die Schnittkraftkomponenten F_c , F_p , und F_λ , um diese in ein mechanistisches Simulationsmodell implementieren zu können. Dazu wurden die experimentellen Daten zunächst einzeln betrachtet, um einen geeigneten Ansatz für die multivariate Modellierung zu bestimmen. Die signifikanten Parameter wurden identifiziert (Schlussfolgerung 7-1, Schlussfolgerung 7-2). Potenzfunktionen für separate Bereiche der geometrischen Eingriffsbedingungen $r_\beta/h < 1$ und $r_\beta/h > 1$ wurden als geeigneter Ansatz gewählt (Schlussfolgerung 7-3, Schlussfolgerung 7-4).

Die daraufhin aufgestellten multivariaten Modelle bilden die zu erwartenden Prozesskräfte insgesamt gut ab (Schlussfolgerung 7-5, Schlussfolgerung 7-6). Die Implementierung der Zusammenhänge zwischen den hier untersuchten Parametern und den Prozesskräften in ein Simulationsprogramm ist somit direkt möglich.

Die Analyse der Modelle selbst machte einige im Kontext dieser Arbeit durchaus interessante Aspekte deutlich. Zum einen zeigt es sich, dass die Richtung der resultierenden Prozesskraft allein durch die geometrischen Eingriffsbedingungen relativ genau beschrieben werden kann (Schlussfolgerung 7-9). Des Weiteren sollte berücksichtigt werden, dass die Verwendung gewendelter Fräser bei gleichen Schnittbedingungen eine Erhöhung der Gesamtbearbeitungskraft zur Folge hat (Schlussfolgerung 7-8), was sich im Einzelfall als ungünstig herausstellen kann.

8 Kinematische Simulation

In diesem Kapitel wird zunächst der Aufbau des kinematischen Simulationsmodells und anschließend dessen Anwendung auf die neuen Frässtrategien vorgestellt. Durch die Anwendung auf die neuen Bearbeitungsstrategien können die bei der Bearbeitung resultierenden wirklichen Prozesskraftvektoren (im Gegensatz zur vereinfachten Bestimmung in Kapitel 4) ermittelt und Handlungsempfehlungen abgeleitet werden. Des Weiteren bietet das Simulationsmodell die Möglichkeit, neue zuvor nicht betrachtete Bearbeitungsstrategien zu analysieren und zu optimieren. Dazu sei an dieser Stelle auf Kapitel 9.2.3 verwiesen.

8.1 Simulationsmodell

Das Modell basiert prinzipiell auf der Bestimmung der jeweiligen geometrischen Eingriffsbedingungen in Abhängigkeit der Werkzeugbewegung und des bereits zerspannten Materials. Eine wichtige Randbedingung der Modellierung ist es, die Möglichkeit vorzusehen, beliebige Werkzeugbewegungen (bis zu fünf Freiheitsgrade) abbilden zu können. Damit wird vom Modell eine maximale Flexibilität gefordert. Zusammen mit den in Kapitel 8 berechneten multivariaten Regressionsmodellen lassen sich mit den Eingriffsbedingungen die resultierenden wirklichen Bearbeitungskraftvektoren bestimmen. Die Umsetzung des nachfolgend detailliert beschriebenen Programms erfolgte mittels der Software MATLAB (The MathWorks, Inc.).

8.1.1 Definition der Randbedingungen

Aufgrund der hohen geforderten Flexibilität des Modells und der beliebigen Werkzeugbewegung wurde eine numerische Modellierung des Werkstückvolumens gewählt (Schlussfolgerung 2-21). Ein Voxelmodell im Speziellen bietet dabei besondere Vorteile bezüglich der Umsetzung. Es ist vergleichsweise einfach programmiertechnisch umsetzbar und weist im Gegensatz zu einfachen Dixelmodellen keine Probleme mit der Abbildung beliebiger Hinterschnitte auf. Als großer Nachteil muss allerdings der vergleichsweise hohe Speicherbedarf genannt werden. Bei klein gewählter Elementgröße und großem Werkstückvolumen stößt diese Art der Modellierung schnell an ihre Grenzen, da der Speicherbedarf kubisch mit der Elementanzahl in einer Raumachse steigt (bei einem würfelförmigen Werkstück).

Besonders für die Darstellung komplexer Werkzeugbewegungen bietet ein Voxelmodell jedoch einen weiteren Vorteil. Nachdem im Analyseteil (Abschnitt 8.1.2) das in einem diskreten Zeitschritt zerspannte Werkstückvolumen bestimmt

wurde, wird im jeweiligen Volumenelement der Zeitschritt des Abtrags gespeichert. Dies erlaubt im Post-Processing eine einfache Analyse und Visualisierung der Prozessstrategie durch das zeitlich aufgelöste zerspannte Materialvolumen.

Neben der Definition des Werkstückvolumens (Länge x Breite x Höhe, Kantenlänge der Volumenelemente ES) müssen vor der Analyse weitere Parameter festgelegt werden: die relevanten Geometriedaten des verwendeten Fräswerkzeuges (Durchmesser d_{WZ} , Schneidkantenradius r_β , Neigungswinkel der Werkzeugschneide λ), die zeitlich aufgelöste Werkzeugbewegung (drei translatorische und zwei rotatorische Achsen), die Werkzeugdrehzahl n und Werkzeugdrehrichtung, die Modellkonstanten der Regressionsmodelle der Prozesskräfte (m_{vc} , m_h , $m_{r\beta}$, m_λ , m_ψ , C) sowie das für die Simulation vorgesehene Zeitinkrement (Δt). Damit sind alle für die Analyse notwendigen Randbedingungen definiert. Eine schematische Darstellung der vor der Analyse festzulegenden Parameter ist in Abbildung 8-1 zusammengefasst.

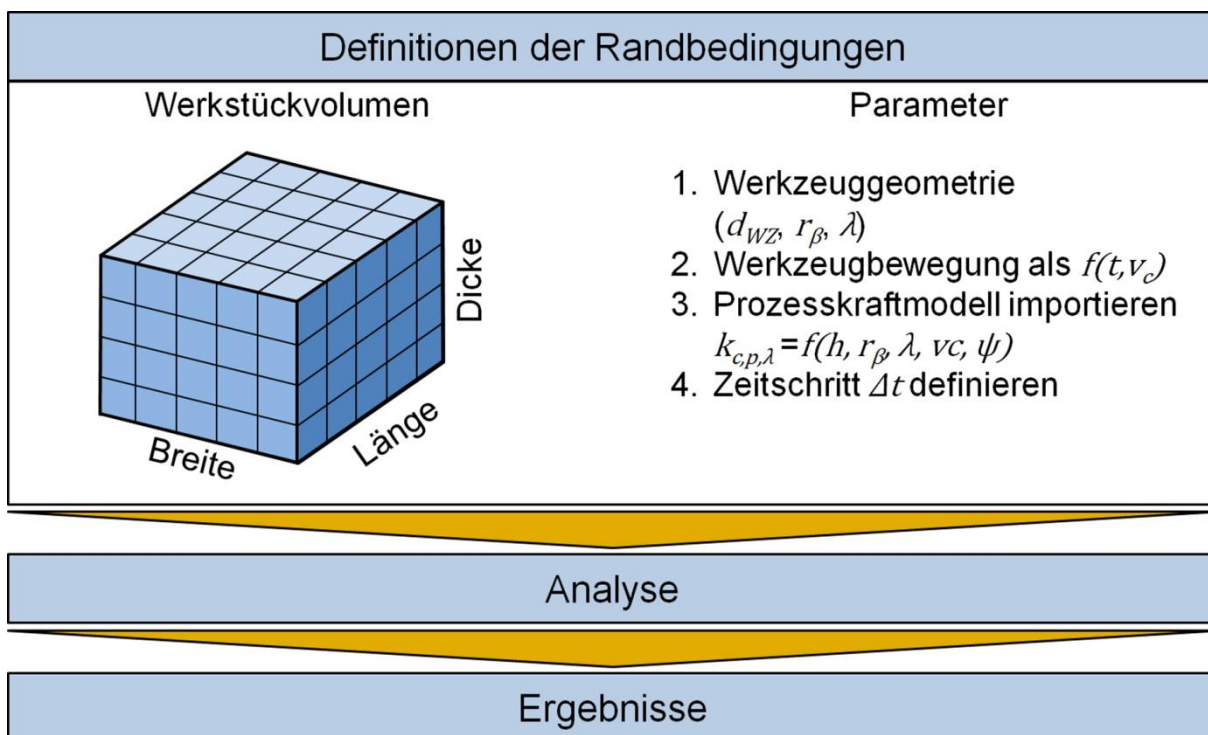


Abbildung 8-1: Kinematische Simulation: Definition relevanter Parameter

8.1.2 Analyse

Der Kern des Analyseteils ist die Bestimmung des während eines diskreten Zeitschritts Δt „zerspannten“ Materialvolumens, bzw. der dazu äquivalenten Volumenelemente des Modells. Zur Verdeutlichung der Vorgehensweise sind in Abbildung 8-2 einige geometrische Zusammenhänge dargestellt. Betrachtet man

zunächst eine vereinfachte Flächendarstellung der Werkzeugschneide eines ohne Vorschub rotierenden Fräsers zu zwei diskreten Zeitpunkten (a), so wird ein „kuchenstückförmiges“ Materialvolumen durchdrungen, wobei die Werkzeugbewegung zwischen zwei Zeitschritten linear interpoliert wird. Übertragen auf eine beliebige Werkzeugbewegung verändert sich die Geometrie dieses Volumens: Durch programmierten Linearvorschub erfolgt eine translatorische Verschiebung, durch Rotationsvorschub ein Verkippen der Flächen zueinander. Hinzu kommt die Rotation um die Werkzeugachse während eines Zeitschritts Δt . Durch die lineare Interpolation zwischen den Eckpunkten der Flächen wird ein allgemeines Hexaeder gebildet, das sich wiederum in fünf Simplexe (allgemeine Tetraeder) zerlegen lässt (c und d). Diese Simplexe bieten die Vorteile, dass sie sich durch vier beliebige Punkte im Raum eindeutig und gültig beschreiben lassen. Es ist somit keine weitere Prüfung der ermittelten Koordinaten auf Gültigkeit hinsichtlich der geometrischen Form notwendig.

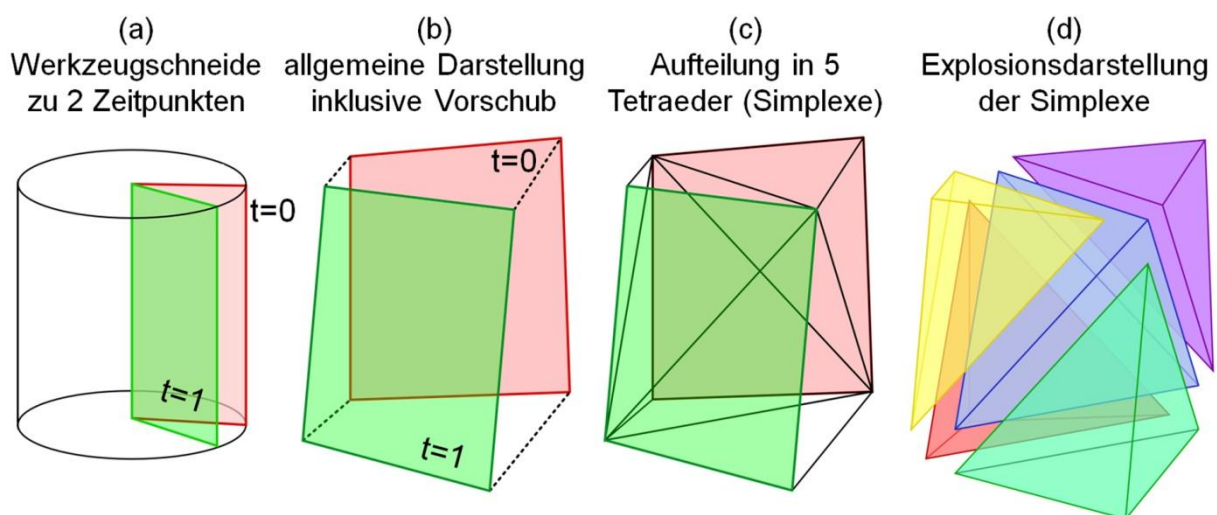


Abbildung 8-2: Werkstückvolumen, das durch die Bewegung der Werkzeugschneiden in einem Zeitschritt Δt geschnitten wird (a und b) und die Modellierung dieses Volumens durch Simplexe (c und d)

Die einzige Einschränkung dieses Ansatzes ist die, dass einige der Simplexe bei bestimmten Werkzeugbewegungen keine Ausdehnung besitzen, z.B. die zwei linken Simplexe in der Explosionszeichnung (d) für den Fall einfacher Werkzeugrotation ohne Vorschub. Simplexe ohne Ausdehnung können in der weiteren Auswertung jedoch einfach vernachlässigt werden.

Die Prüfung, ob ein Volumenelement als geschnitten gewertet wird, findet für jeden Zeitschritt separat für das gesamte Werkstückvolumen statt. Es wird für jeden Eckpunkt der Volumenelemente überprüft, ob er in einem der Simplexe liegt, in welchem Fall er als geschnitten definiert wird. Dies lässt sich im Falle der

Simplexe einfach dadurch realisieren, dass jeder Punkt dahingehend überprüft wird, ob er auf der Innenseite von jeder der Flächen des Simplexes liegt (vgl. Abbildung 8-3). Als Innenseite ist immer die Seite definiert, auf der der jeweils vierte Simplexpunkt liegt, der nicht auf der Ebene selbst liegt (bspw. E_4 für die Ebene, die aus E_1 - E_3 aufgespannt wird). Der Vorzeichenvergleich der Lote der jeweiligen Punkte mit dem Lot von E_4 liefert die Lageinformation über die Werkstückvolumenpunkte (bspw. P_1 - P_3). Besitzen sie dasselbe Vorzeichen, so liegen sie auf der jeweiligen Innenseite.

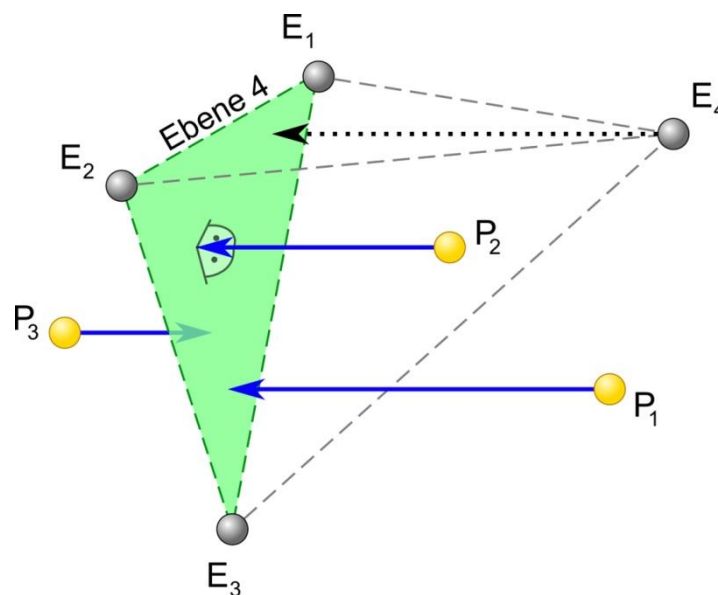


Abbildung 8-3: Schematische Darstellung der Prüfung, ob die Werkstückvolumenpunkte (P_1 - P_3) im Volumen des Simplex (aus E_1 - E_4) liegen

Die Analyse des geschnittenen Volumens findet je Zeitschritt für das gesamte Werkzeug und Werkstück statt. Die daraus bestimmten Spannungsdicken dagegen werden gemäß dem mechanistischen Ansatz (Schlussfolgerung 2-20) lediglich für definierte Punkte $POI_{1..n}$ (Point of Interest) in diskreten Abständen auf der Werkzeugschneide bestimmt. Für jeden geschnittenen Volumenpunkt innerhalb eines Halbzylinders um die Strecke zwischen dem POI und dessen Lotpunkt auf der Werkzeugachse wird der Abstand zum POI berechnet. Die Differenz aus Werkzeugradius und Minimalwert entspricht dabei der Spannungsdicke h . Der hierbei verwendete Zylinderradius ist zu $\sqrt{3} \cdot ES$ (ES steht für die Kantenlänge eines Würfелеlements) festgesetzt, um das zum jeweiligen Zeitschritt betrachtete Materialvolumen so gering wie nötig zu halten. Mit dem Produkt $\sqrt{3} \cdot ES$ ist der maximale Abstand zwischen zwei Punkten im Würfelgitter definiert.

Die Bestimmung der Spanungsdicke wird nach jedem Zeitschritt durchgeführt und liefert somit für jeden der definierten POIs eine Funktion $h(t)$. Eine schematische Darstellung der im Analyseschritt durchgeführten Bestimmung der Spanungsdicke gemäß dem mechanistischen Modellansatz ist in Abbildung 8-4 gezeigt.

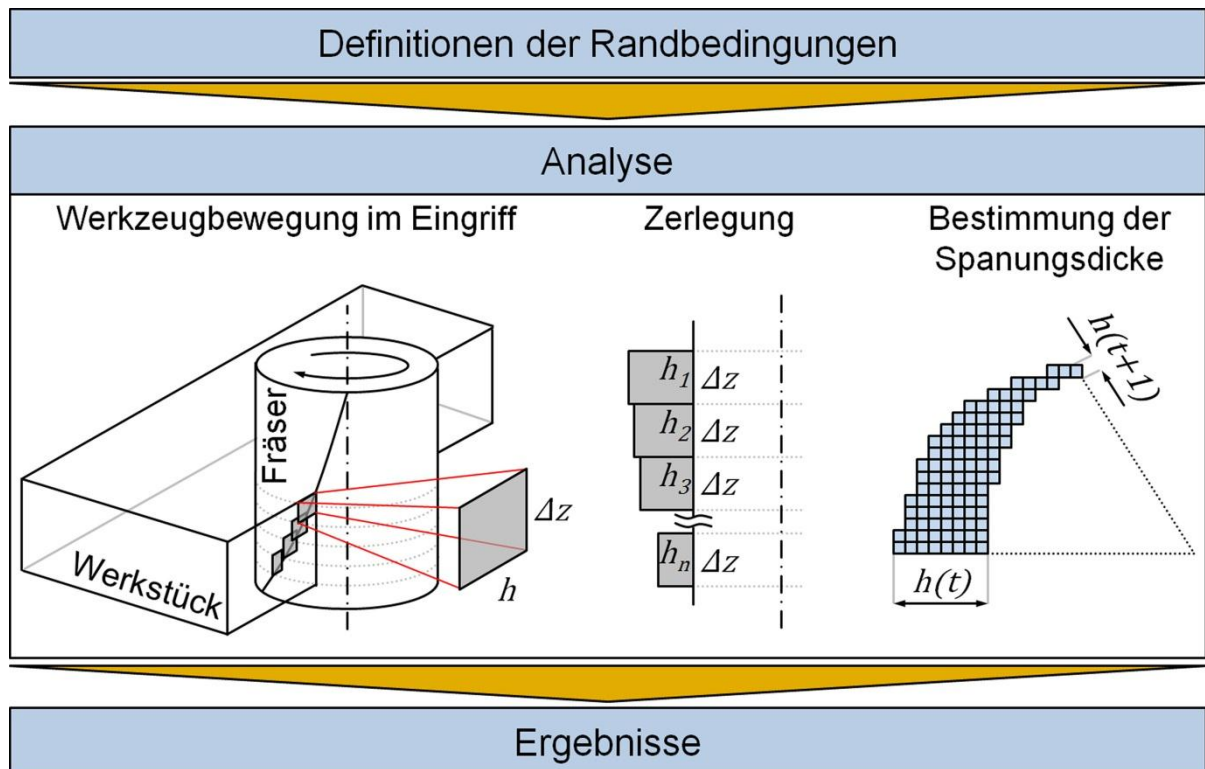


Abbildung 8-4: Kinematische Simulation: Bestimmung der Spanungsdicken gemäß dem mechanistischen Modellansatz

8.1.3 Ergebnisse

Nachdem im Analyseschritt die Spanungsdicke $h(t)$ an den definierten POIs berechnet wurde, lassen sich zusammen mit den ebenfalls als Funktion der Zeit vorliegenden Werkzeugbewegungsinformationen und den implementierten Regressionsmodellen der Zerspangkraftkomponenten die am Werkstück angreifenden resultierenden spezifischen Prozesskräfte berechnen. Nach Multiplikation der spezifischen Prozesskräfte mit Spanungsdicke h und der diskreten Spanungsbreite b gemäß der Scheibenzerlegung des Fräasers $b = \Delta z$ ergeben sich somit die resultierenden Zerspangkraftvektoren als Funktion der Zeit. Diese Berechnungen erfolgen allesamt im Nachgang an den Analyseteil im Post-Processing und stellen keine zeitintensiven Rechenschritte dar.

Wie zuvor beschrieben, ist auch eine geeignete Visualisierung der Bearbeitungsstrategie notwendig, um eine einfache Plausibilitätsprüfung der

Bearbeitungsergebnisse durchführen zu können. Da für jedes Volumenelement des Werkstückmodells der Zeitpunkt gespeichert wird, an dem es geschnitten wurde, kann über diese Information das zerspannte Volumen als Ganzes, sowie aufgelöst auf bestimmte Zeitbereiche visualisiert werden. Dies ermöglicht direkte Korrelationen der Werkzeugbewegung mit den Kraftvektoren, Darstellungen der unverformten Spangeometrie sowie eine Animation des Materialabtrags. Eine schematische Darstellung der ermittelten Ergebnisgrößen (Prozesskraftvektoren und Zerspanungsvolumen) ist in Abbildung 8-5 gezeigt.

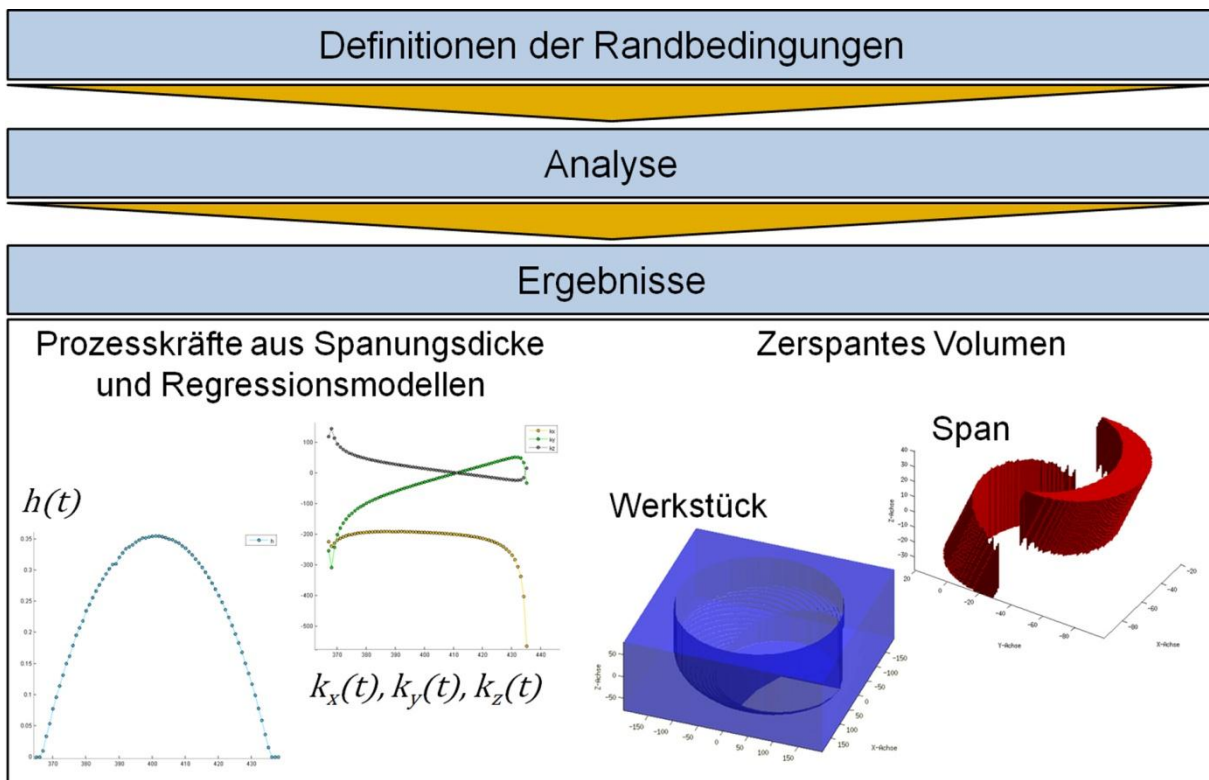


Abbildung 8-5: Aus der Kinematischen Simulation gewonnene Ergebnisgrößen: Prozesskraftvektoren und zerspanntes Materialvolumen als Funktionen der Zeit

8.1.4 Fehlerabschätzung

Durch den gewählten Modellierungsansatz existieren zwei Fehlerquellen. Zum einen wird die Bestimmung des zerspannten Volumens an einem Volumenmodell (Werkstück) mit diskreten Volumenelementen (Voxel) durchgeführt. Das heißt, die maximale Auflösung ist primär eine Funktion der Volumenelementgröße. Des Weiteren verursacht auch die linearisierte Werkzeugbewegung zwischen zwei diskreten Zeitschritten einen Fehler bei der Bestimmung des zerspannten Materialvolumens. Dieser Fehler ist wiederum stark von der Größe der Volumenelemente, darüber hinaus jedoch auch von der Größe des Zeitinkrements abhängig.

Die Berechnung der Prozesskräfte erfolgt auf Basis der im jeweiligen Zeitschritt aktuell vorliegenden Prozessparameter sowie der Werkzeugposition relativ zum aktuellen Werkstückvolumen. Spannungsdicke h und Schnittgeschwindigkeit v_c werden in der Simulation ermittelt. Schneidkantenradius r_β und Werkzeugwendelung λ werden als Konstanten vorgegeben. Da die Schnittgeschwindigkeit über die in Funktionsform beschriebene Werkzeugbewegung sowie die Werkzeugrotation genau berechnet werden kann, stellt die Ermittlung der aktuellen Spannungsdicke h die einzige potentiell fehlerbehaftete Variable dar. Eine Abschätzung der Fehler auf die Prozessanalyse durch Volumen- bzw. Zeitdiskretisierung ist für beide Fehlerquellen in den folgenden Abschnitten beschrieben.

8.1.4.1 Fehler durch Volumendiskretisierung

Unter Betrachtung des Modellaufbaus und der Werkzeugbewegung lässt sich der theoretisch maximale Fehler bestimmen. Dieser entspricht im ungünstigsten Fall dem maximalen Abstand zweier zu einem Würfel gehörender Punkte, also dem Faktor $\sqrt{3} \cdot ES$. Im Fall, dass die Werkzeugachse parallel zu einer der Hauptachsen des Werkstückmodells liegt, die Spannungsdicke somit im 2D-Fall bestimmt werden kann, beträgt er nach analogen Überlegungen $\sqrt{2} \cdot ES$ (maximaler Abstand zweier Punkte eines Quadrats).

Was diese Überlegungen für den relativen Fehler in der Bestimmung der Spannungsdicke bedeuten, ist für beide Fälle in Abbildung 8-6 visualisiert. Der relative Fehler wird dabei durch die in der Simulation bestimmte Spannungsdicke, welche auf die reale Spannungsdicke bezogen wird ausgedrückt. Der funktionale Zusammenhang für den maximalen relativen Fehler ist in der folgenden Formel ausgedrückt:

$$rel. \text{ Fehler} = \left| 1 - \frac{h_{Simulation}}{h_{real}} \right| = \left| 1 - \frac{h_{real} - \sqrt{3} \cdot ES}{h_{real}} \right| = \left| -\frac{\sqrt{3} \cdot ES}{h_{real}} \right| \quad (\text{Formel 8-1})$$

Die Diagramme zeigen den relativen Fehler in der Bestimmung der Spannungsdicke h über dem geometrischen Verhältnis von h/ES . Der Fehler ist im doppeltlogarithmischen Diagramm durch eine Gerade beschrieben und nur vom geometrischen Verhältnis h/ES abhängig. Dies bedeutet bspw., dass zur detaillierten Untersuchung eines Schnittes die gewählte Elementgröße des Volumenmodells ca. ein Zehntel der maximalen Spannungsdicke ($h/ES=10$) betragen sollte, damit der maximale Fehler in der tatsächlich bestimmten Spannungsdicke 10% sicher nicht überschreitet.

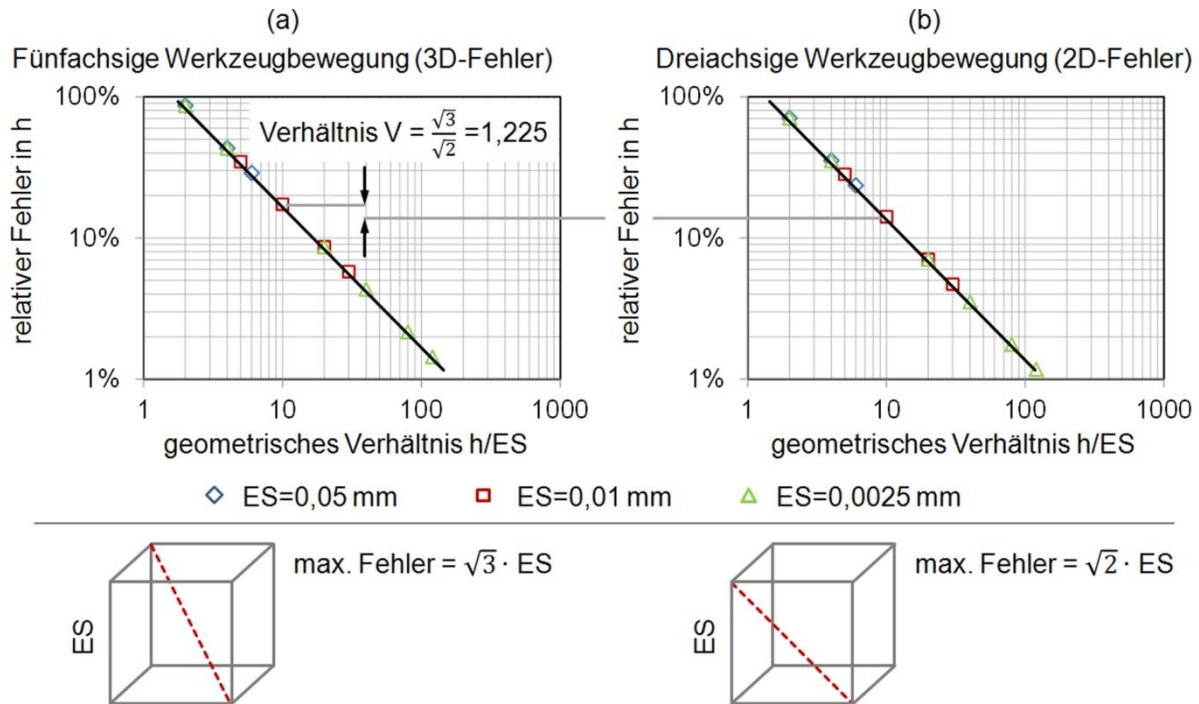


Abbildung 8-6: Theoretischer maximaler relativer Fehler in der Bestimmung der Spannungsdicke h : (a) 3D-Fall (fünffachsiges Werkzeug), (b) Werkzeugachse parallel zu einer Hauptachse des Werkstückmodells (dreifachsiges Werkzeug)

Für größere Werkstückmodelle kann die exakte Analyse der Prozesskräfte bei sehr kleinen Spannungsdicken schnell zu Speicher- und Rechenzeitproblemen führen, da die Modellgröße kubisch proportional zur Verringerung der Elementgröße ist. Dies lässt sich unter der folgenden Randbedingung jedoch teilweise umgehen: Bei einem bekannten, stückweise stetigem Verlauf der Spannungsdicke kann durch Interpolation zwischen den Werten zu zwei aufeinander folgenden Zeitschritten auch der Zwischenbereich (z.B. der Werkzeugeintritt bei $h=0$) mit deutlich erhöhter Auflösung analysiert werden. Da dies im Post-Processing im Nachgang zur Bestimmung der Spannungsdicke passieren kann, ist diese Möglichkeit auch zeit- und speicherunkritisch. Das Simulationsmodell erreicht jedoch im Allgemeinen dort die Grenze seiner Einsatzfähigkeit, wo große Werkstückvolumen bearbeitet werden, jedoch nur sehr geringe Maximalspannungsdicken vorliegen.

Schlussfolgerung 8-1

Die vorgestellte kinematische Simulation auf Basis eines Voxel-Modells ermöglicht eine genaue Analyse der Prozesskräfte eines Fräsprozesses (Schneiden am Umfang) bei einem ausreichend großen Verhältnis von maximaler Spannungsdicke zu Elementgröße h_{max}/ES ($h/ES > 10$ für einen maximalen relativen Fehler von ca. 10%).

Schlussfolgerung 8-2

Die Analyse von sehr geringen maximalen Spannungsdicken kann bei großem Werkstückvolumen schnell zu Speicherproblemen führen. Hier muss auf Analysen an einem kleineren Werkstückausschnitt zurückgegriffen werden. Im Falle großer maximaler Spannungsdicken kann der Fehler beim Schneideneintritt u.U. auch durch Interpolation zwischen den bestimmten Datenpunkten reduziert werden, sofern ein stückweise stetiger Verlauf der Spannungsdicke vorliegt.

8.1.4.2 Fehler durch Volumen- und Zeitdiskretisierung

Neben dem Fehler durch die Volumendiskretisierung existiert aufgrund der linearisierten Werkzeugbewegung ein weiterer Fehler. Während ein Punkt des rotierenden Werkzeugs eine Kreisbahn (kein Vorschub) beschreibt, wird die Bewegung durch die Linearisierung als Kressehne abgebildet. Damit werden Volumenelemente innerhalb des Kressegments nicht geschnitten. Abbildung 8-7 visualisiert diesen Zusammenhang qualitativ für unterschiedlich große Zeitinkremente und Zellgrößen.

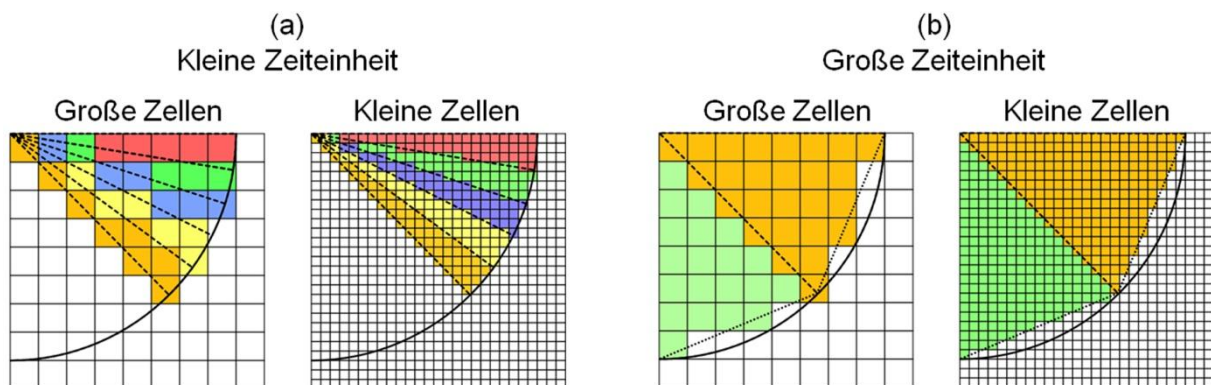


Abbildung 8-7: Einfluss von Volumengröße und Zeitinkrement auf die Spannungsdicke für (a) kleine und (b) große Zeitinkremente sowie jeweils kleine und große Zellen

Der maximale Fehler in der ermittelten Spannungsdicke entspricht der Segmenthöhe des Kressegments. Um den Fehler zu minimieren, muss also die Länge der Kressehne, d.h. das Zeitinkrement minimiert werden. Hierbei muss berücksichtigt werden, dass es für das minimale Zeitinkrement eine logische Untergrenze gibt. Ein zu kleines Δt führt dazu, dass das Werkzeug einige Volumenzellen bspw. nicht einmal komplett durchschneidet. Die Spannungsdicke würde in diesem Fall deutlich unterschätzt, da nur die im jeweiligen Zeitschritt als geschnitten definierten Elemente für die Berechnung von h herangezogen werden.

Unter der Vorgabe, dass das innerhalb eines Zeitschritts geschnittene Weginkrement bspw. mindestens zwei maximale Gitterpunktabstände ($2 \cdot \sqrt{3} \cdot ES$) betragen soll, lässt sich das kleinste empfohlene Zeitinkrement rechnerisch wie folgt vorgeben:

$$\Delta t_{min} = \frac{1}{\pi \cdot n} \cdot \arcsin\left(\frac{2 \cdot \sqrt{3} \cdot ES}{d_{WZ}}\right) \quad (\text{Formel 8-2})$$

Hierbei steht n für die Spindeldrehzahl, ES für die Kantenlänge der Volumenelemente und d_{WZ} für den Werkzeugdurchmesser.

Durch die Vorgabe, dass das durchdrungene Materialvolumen in jedem Zeitschritt mehrere Volumenelemente in Schnittrichtung beträgt, liegt der tatsächlich auftretende Fehler in der Bestimmung der aktuellen Spannungsdicke in der Regel deutlich unterhalb des theoretischen Maximalfehlers. Dadurch, dass das am weitesten von der Schnittkante entfernt geschnittene Volumenelement die Spannungsdicke im jeweiligen Zeitschritt bestimmt, ist es wahrscheinlich, dass einige der geschnittenen Volumenelemente in der Nähe der realen Spannungsdicke liegen. Die Wahrscheinlichkeit steigt sogar, wenn die Schnittrichtung gegenüber den Werkstückhauptachsen geneigt ist (z.B. bei rotierender Schnittbewegung, geneigtem Werkzeug o.Ä.). Deutlich wird dies bspw. bei der Analyse des TaumelfräSENS (vgl. Abschnitt 8.2.2). Die ermittelten Spannungsdickenverläufe (bspw. Abbildung 8-15a) zeigen einen stetigen Verlauf, auch wenn das Verhältnis von maximaler Spannungsdicke zu Elementgröße h/ES nur 2 beträgt. Selbst im Bereich des Werkzeugauslaufs ist kein unstetiger Verlauf erkennbar.

Schlussfolgerung 8-3

Das minimal sinnvolle Zeitinkrement zur Reduzierung des Fehlers durch die Linearisierung der Werkzeugbewegung zwischen zwei Zeitschritten lässt sich als Funktion der Werkzeugdrehzahl n , des Werkzeugradius d_{WZ} sowie der Kantenlänge der Volumenelemente ES berechnen.

8.1.5 Validierung der Spangeometrie

Neben den Prozesskräften stellt auch die Geometrie des zerspannten Volumens eine Möglichkeit der Prozessanalyse dar. An dieser Stelle werden zur Validierung dieses Aspektes der kinematischen Simulation zwei Referenzgeometrien vorgestellt: ein einfacher Schnitt am Umfang, der einen Kommaspan erzeugt (GegenlaufräSEN) sowie die beim ZirkularfräSEN charakteristische Spangeometrie. Zur Darstellung der zeitaufgelösten Ermittlung des zerspannten Volumens ist zunächst der entstehende Kommaspan zu vier

diskreten Zeitschritten dargestellt (Abbildung 8-8). Die farbliche Gradierung der Oberflächen visualisiert den Zeitpunkt in dem die jeweiligen Volumenelemente geschnitten wurden.

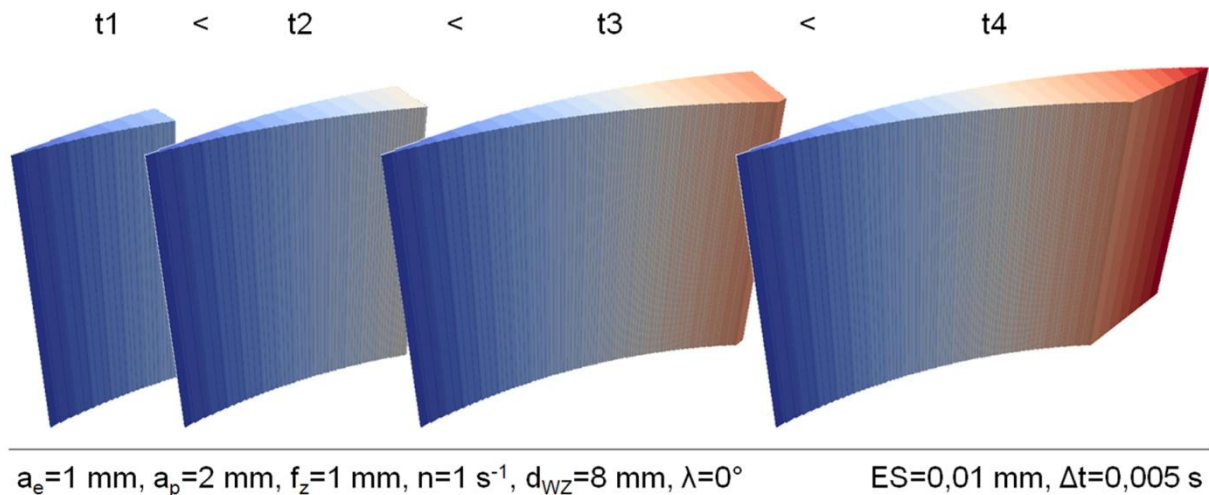


Abbildung 8-8: Spangeometrie (Kommaspan) beim Umfangsfräsen zu vier diskreten Zeitpunkten im Gegenlaufräsen

Die bestimmte Spangeometrie ist plausibel und entspricht den Erwartungen gemäß den vorgegebenen Parametern. Am Span ist eine kontinuierlich steigende Spannungsdicke erkennbar, die erst im Bereich des Werkzeugaustritts wieder abnimmt.

Zur Darstellung der unverformten Spangeometrie beim Zirkularfräsen ist in Abbildung 8-9 das während zwei teilweiser Werkzeugrotationen (ca. 270°) zerspannte Volumen zu zwei Zeitpunkten abgebildet: (a) bevor und (b) nachdem das Werkzeug eine komplette Zirkularbewegung durchgeführt hat. Im ersten Fall (a) entspricht die Spanoberseite zum Teil noch der Werkstückoberfläche (ebener Teil), während die im zweiten Teil (b) an der Spanoberseite vorliegende Treppenstruktur komplett durch vorherige Schnitte erzeugt wurde. Auch hier entspricht die farbliche Oberflächengradierung dem Zerspanungszeitpunkt.

Auch beim Zirkularfräsen ist der Schnitt am Werkzeugumfang durch eine Spannungsdickenvariation gekennzeichnet. Sie steigt beim Eintritt von $h=0$ auf ein Maximum, das proportional zum radialen Zahnvorschub ist, und sinkt danach wieder kontinuierlich auf $h=0$ ab. Die Spannungsbreite b variiert in diskreten Stufen ($f_{z,axial}$) von der Schnitttiefe a_p bis auf den axialen Zahnvorschub $f_{z,axial}$ im Bereich der Stirnschneiden. In diesem Bereich liegt auch ein kontinuierlicher Schnitt mit einer Spannungsdicke entsprechend dem Werkzeugradius vor.

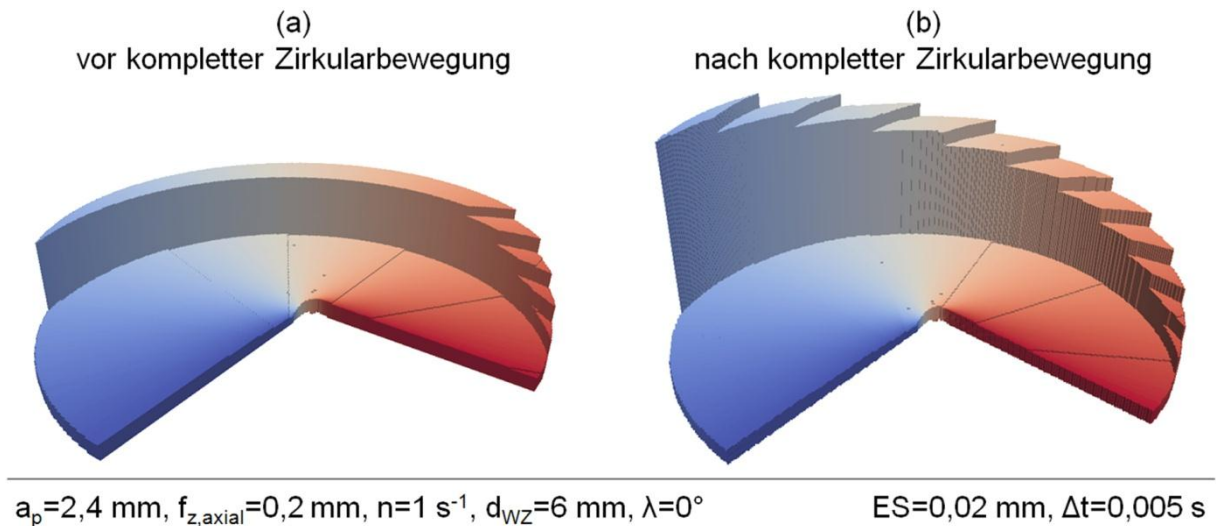


Abbildung 8-9: Charakteristische Spangeometrie des Zirkularfräsens (a) bevor und (b) nachdem eine komplette Zirkularbewegung durchfahren wurde

Die bestimmten Spangeometrien der beiden untersuchten Referenzprozesse sind plausibel und entsprechen den Erwartungen gemäß dem Stand der Technik.

Schlussfolgerung 8-4

Die kinematische Simulation bietet aufgrund der in den jeweiligen Zellen gespeicherten Zeitpunkte des Schnittes eine einfache Möglichkeit der zeitlich aufgelösten Darstellung des zerspannten Volumens. Die bestimmten unverformten Spangeometrien sind plausibel.

8.1.6 Aktuelle Anwendungsgrenzen

Das vorgestellte Programm der kinematischen Simulation berücksichtigt in der derzeitigen Entwicklungsstufe sämtliche relevanten Punkte, die für eine Analyse des Fräsprozesses am Umfang auch bei komplexen Werkzeugbewegungen notwendig sind. In Tabelle 8-1 sind zusammenfassend die bisher implementierten Punkte aufgezählt, sowie weitere sinnvolle Programmerweiterungen aufgelistet, die derzeit noch nicht berücksichtigt sind.

Auf Werkzeugseite ist der Einfluss des Spanwinkels γ nicht berücksichtigt. Dadurch ist bei Spanungsdicken größer dem Schneidkantenradius ($r_\beta/h < 1$) von einer leicht fehlerhaften Bestimmung der Prozesskraftvektoren auszugehen. Zusätzliche Zerspanungsversuche im Orthogonalschnitt unter Variation von γ sind notwendig, um diesen Effekt in den Regressionsmodellen berücksichtigen zu können.

Die Werkzeugmikrogeometrie ist mit dem beschriebenen Stand einzig durch den Schneidkantenradius r_β beschrieben. Da dies bei der Zerspanung von

Composites als geeignete Beschreibung der Verschleißgeometrie betrachtet werden kann [Far-09a], sind Analysen zu steigendem Werkzeugverschleiß möglich. Je nach Kombination aus Werkstoff und Schneidstoff kann es jedoch auch zu verstärkt abrasivem Verschleiß an der Freifläche kommen. Dies wiederum macht in diesem Fall eine geeignete detailliertere Beschreibung der Geometrie und Implementierung der daraus resultierenden Effekte notwendig.

Tabelle 8-1: Aufstellung der implementierten Programmfeatures sowie sinnvoller zukünftiger Erweiterung des kinematischen Simulationsmodells

Bislang implementiert	Sinnvolle Erweiterungen
Werkzeuggeometrie: <ul style="list-style-type: none"> ✓ Durchmesser d_{wz} ✓ Spiralwinkel λ ✓ Schneidkantenradius r_β 	Werkzeuggeometrie: <ul style="list-style-type: none"> ✗ Spanwinkel γ ✗ detaillierte Verschleißgeometrie
Werkzeugbewegung: <ul style="list-style-type: none"> ✓ 3 translatorische + 2 rotatorische FHG 	
Werkstückmodell: <ul style="list-style-type: none"> ✓ quaderförmiges Voxelmodell 	Werkstückmodell: <ul style="list-style-type: none"> ✗ Faserorientierungswinkel ψ
Analyse: <ul style="list-style-type: none"> ✓ Spannungsdicke $h(t)$ an definierten Punkten am Werkzeugumfang ✓ Prozesskräfte berechnet aus $h(t)$ ✓ zeitaufgelöstes Spanvolumen 	Analyse: <ul style="list-style-type: none"> ✗ Berücksichtigung der Stirnschneide (Stirnplanfräsen)

Auf Modellseite steht die Integration der Faserorientierung in das Werkstückmaterial als globale Anisotropie aus. Experimentell ist der Einfluss des Faserorientierungswinkels auf die Bearbeitungskräfte untersucht und in den Regressionsmodellen berücksichtigt. Eine Analyse im Programm muss zum jetzigen Zeitpunkt noch durch separate Simulationsrechnungen mit den Extrembedingungen erfolgen.

Einen großen, nicht berücksichtigten Punkt stellt die Fräserstirnschneide dar. Zwar wird das zerspante Materialvolumen auch an der Stirnschneide bestimmt, es findet jedoch keine Bestimmung der Spannungsdicke in axialer Werkzeugrichtung statt. Folglich ist hierfür auch keine Berechnung der Prozesskräfte auf Basis der Spannungsdicke möglich. Dies wäre jedoch relevant für die Analyse der Prozesskräfte bei Fräsprozessen, bei denen sowohl Umfangs- als auch Stirnschneiden im Eingriff sind (z.B. Zirkularfräsen).

Schlussfolgerung 8-5

Durch Implementierung der folgenden beiden bisher nicht im Simulationsprogramm berücksichtigten Punkte lässt sich die Analysequalität weiter verbessern, die Realität somit besser abbilden: Spanwinkel γ des Werkzeugs und Faserorientierungswinkel ψ des Werkstücks.

Schlussfolgerung 8-6

Durch Erweiterung des Simulationsmodells um eine geeignete detailliertere Beschreibung der Werkzeugmikrogeometrie kann der Verschleißeinfluss (mehr als r_β) auf die resultierenden Bearbeitungskräfte untersucht werden. Eine zusätzliche Implementierung der an den Stirnschneiden resultierenden Kräfte erlaubt die Analyse von Fräsprozessen, bei denen Stirn- und Umfangsschneiden gleichzeitig im Eingriff sind.

8.2 Anwendung auf die neuen Bearbeitungsstrategien

An dieser Stelle wird das entwickelte kinematische Simulationsmodell auf die beiden neuen mehrachsigen Frässtrategien kombiniertes Zirkular- und Spiralfräsen sowie Taumelfräsen angewandt. Ziel ist es, die Bearbeitungskräfte für die verwendeten Prozessparameterbereiche zu analysieren und im Speziellen die resultierende Wirkrichtung bei der Bearbeitung der Werkzeugaustrittsseite zu ermitteln.

8.2.1 Kombiniertes Zirkular- und Spiralfräsen

Zum kombinierten Zirkular- und Spiralfräsen wurde zunächst eine Simulationsrechnung durchgeführt, bei der die verwendeten Parameter denen entsprechen, die auch im Versuchsfeld der Bearbeitungsversuche vorlagen (vgl. Kapitel 5.2.1 und 6.2). Es wird die Bearbeitung der Werkstückunterseite analysiert und zunächst der maximale untersuchte Vorschub verwendet ($f_{z,radial}=0,33$ mm). Eine schematische Darstellung der geometrischen Beziehungen bei der Bearbeitung ist in Abbildung 8-10 gegeben. Gezeigt ist die Draufsicht auf das Werkzeug im Falle des GleichlaufräSENS.

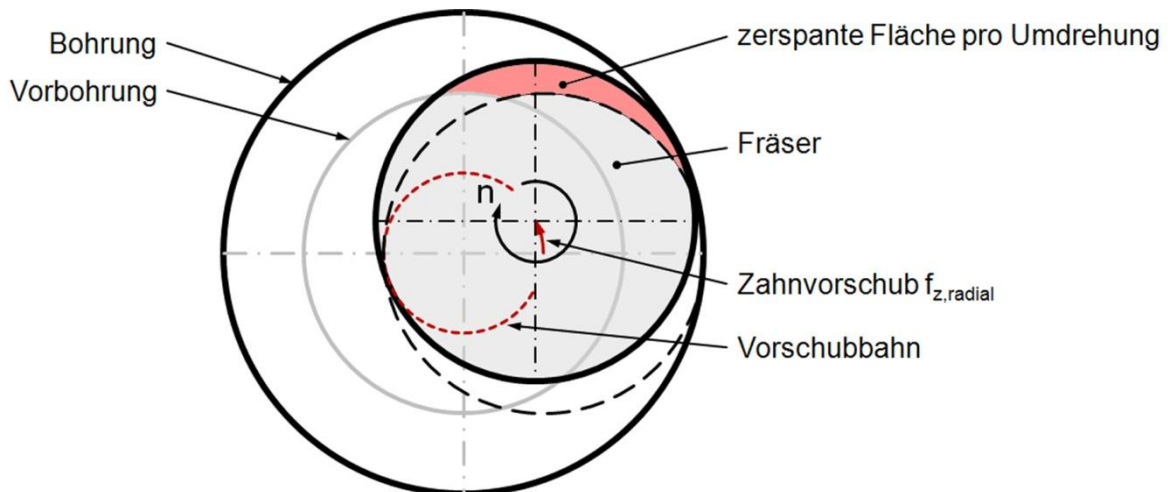


Abbildung 8-10: Schematische Darstellung der analysierten Fräsbearbeitung bei Bearbeitung der Werkzeugaustrittsseite

Anschließend wurde darauf aufbauend eine Variation des Vorschubs und des Schneidkantenradius durchgeführt, um den Einfluss auf die Prozesskraftrichtung darzustellen. Zur Visualisierung der Prozesskraftrichtung in Bezug auf das Werkstück wird gemäß der folgenden geometrischen Beziehung der effektive Krafrichtungswinkel ξ eingeführt:

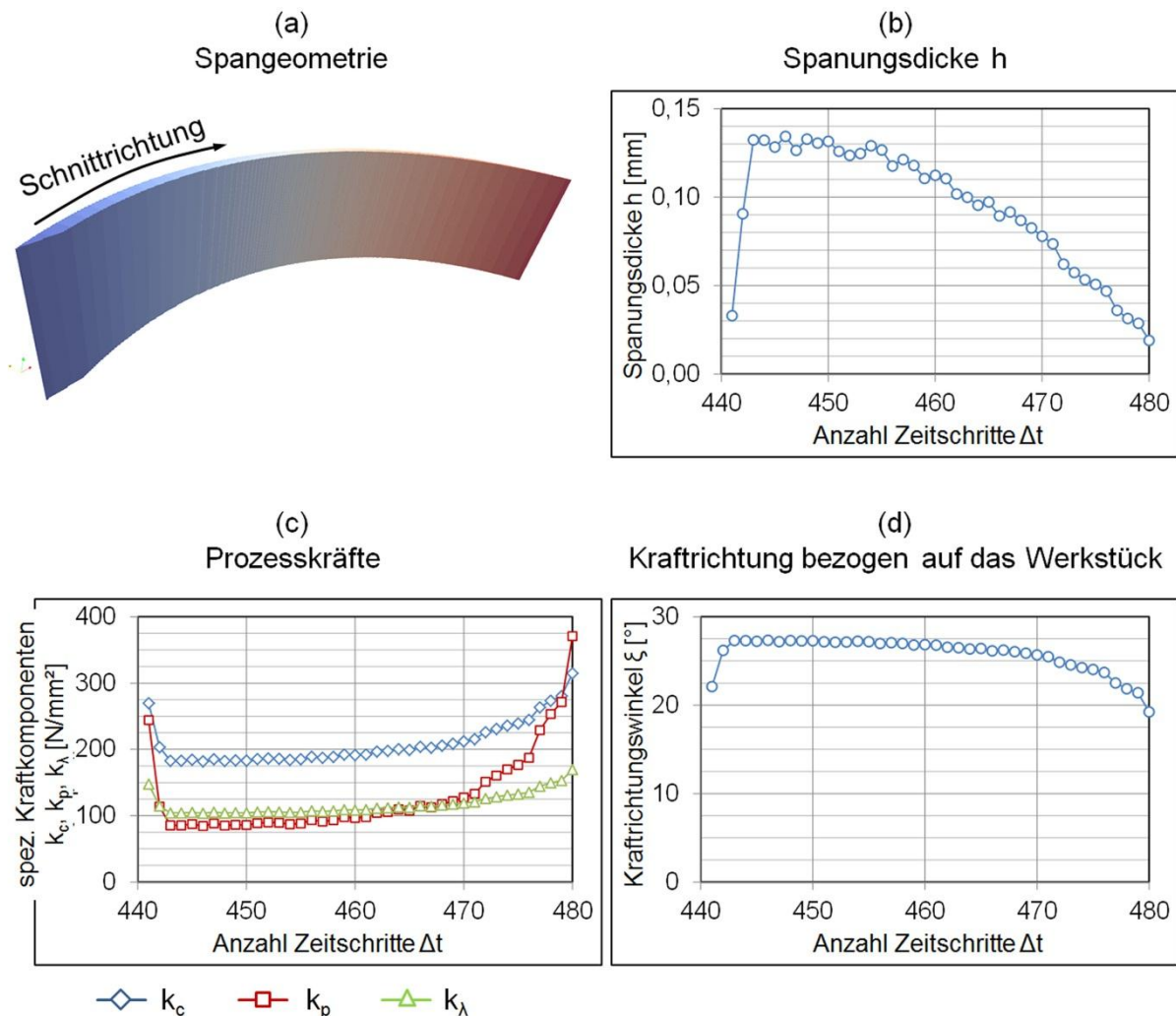
$$\xi = \arctan\left(\frac{k_z}{k_{xy}}\right) \quad (\text{Formel 8-3})$$

Dieser Winkel beschreibt, wie weit der resultierende Prozesskraftvektor gegen die Werkstückebene (xy-Ebene; z-Richtung parallel zur Bohrungsachse) geneigt ist. Ein positiver Winkel ξ bedeutet dabei, dass die Prozesskraft ins Werkstück hinein gerichtet ist. Ein negatives ξ bedeutet analog dazu, dass die resultierende Prozesskraft in ungünstiger Weise vom Werkstück weg gerichtet ist.

In Abbildung 8-11 sind die Ergebnisse der Simulationsrechnung für den SMC-Werkstoff zusammengefasst. Neben der Spangeometrie (a) ist die ermittelte Spannungsdicke (b) für einen willkürlichen Punkt an der Werkzeugschneide gezeigt. Diese ist im gesamten Eingriffsbereich des Werkzeugs identisch, durch die Werkzeugwendelung lediglich leicht zeitverschoben. Des Weiteren zeigt Abbildung 8-11 die aus der Spannungsdicke berechneten spezifischen Prozesskräfte am Werkzeug (c) sowie den effektiven Wirkrichtungswinkel ξ der Prozesskraft am Werkstück (d).

Durch den Verlauf der Spannungsdicke, die zunächst relativ schnell bis auf den Maximalwert ansteigt und anschließend kontinuierlich wieder bis auf null abfällt, zeigen sich besonders in den Werkzeugeintritt- und Werkzeugaustrittsbereichen signifikante Änderungen in $\xi(t)$. In diesen Bereichen ist bei den hier gewählten

Prozess- und Werkzeugparametern das geometrische Eingriffsverhältnis nahe $r_\beta/h=1$. Gemäß den in Kapitel 7.2 dargestellten Zusammenhängen reagieren alle Prozesskräfte in diesem Bereich (und noch stärker im Bereich $r_\beta/h > 1$) stark auf Änderungen der Spanungsdicke. Besonders die spezifische Passivkraft k_p steigt im Vergleich mit k_c und k_λ überproportional stark bei geringen Spanungsdicken.



$d_{\text{Loch}}=12 \text{ mm}$, $f_{z,\text{radial}}=0,33 \text{ mm}$, $v_c=100 \text{ m/min}$,
 $d_{\text{WZ}}=8 \text{ mm}$, $\lambda=40^\circ$, $r_\beta=17 \text{ }\mu\text{m}$

$ES=0,01 \text{ mm}$, $\Delta t=0,0001 \text{ s}$
 Werkstoff: SMC

Abbildung 8-11: Ergebnisse der Simulationsrechnung zum kombinierten Zirkular- und Spiralfräsen

In der vorliegenden Werkzeugposition und Werkzeugbewegung wirken die Schnitt- und Passivkraft definitionsgemäß in der Werkstückebene. Lediglich die durch die Werkzeugwendelung verursachte Axialkraft kann zur Richtung der resultierenden Prozesskraft ins Werkstückinnere genutzt werden. Da sich jedoch auch das Verhältnis der Schnitt- und Querkraft (k_c/k_λ) signifikant mit der

Spanungsdicke ändert (Kapitel 7.2.8), ist der effektive Krafrichtungswinkel ξ nicht konstant. Abbildung 8-11d zeigt den Verlauf während eines Schnittes. ξ ist über den gesamten Zeitbereich positiv und bewegt sich im Bereich zwischen 20° und 30° . Damit ist die resultierende Bearbeitungskraft aufgrund der Werkzeugwendelung erwartungsgemäß stets ins Werkstückinnere gerichtet.

Auffällig ist jedoch, dass der effektive Krafrichtungswinkel ξ bei kleineren Spanungsdicken sinkt. Auch bei einer Zunahme des Schneidkantenradius r_β wird dieser Effekt erwartet (r_β/h als relevantes Verhältnis). Um diesen Effekt zu bewerten, wurden Simulationsrechnungen mit kleineren Vorschüben aus dem untersuchten Parameterfeld ($f_{z,radial}=0,07$ mm und $f_{z,radial}=0,01$ mm) sowie mit einem jeweils zusätzlich um $10\ \mu\text{m}$ erhöhtem Schneidkantenradius ($r_\beta=27\ \mu\text{m}$) durchgeführt. In Abbildung 8-12 sind die Ergebnisse dieser Simulationsrechnungen zusammengefasst. Abbildung 8-12b zeigt zu Referenzzwecken zusätzlich den jeweiligen Verlauf von ξ für die Schneidkantenverrundung von $r_\beta=17\ \mu\text{m}$ (analog Abbildung 8-12a).

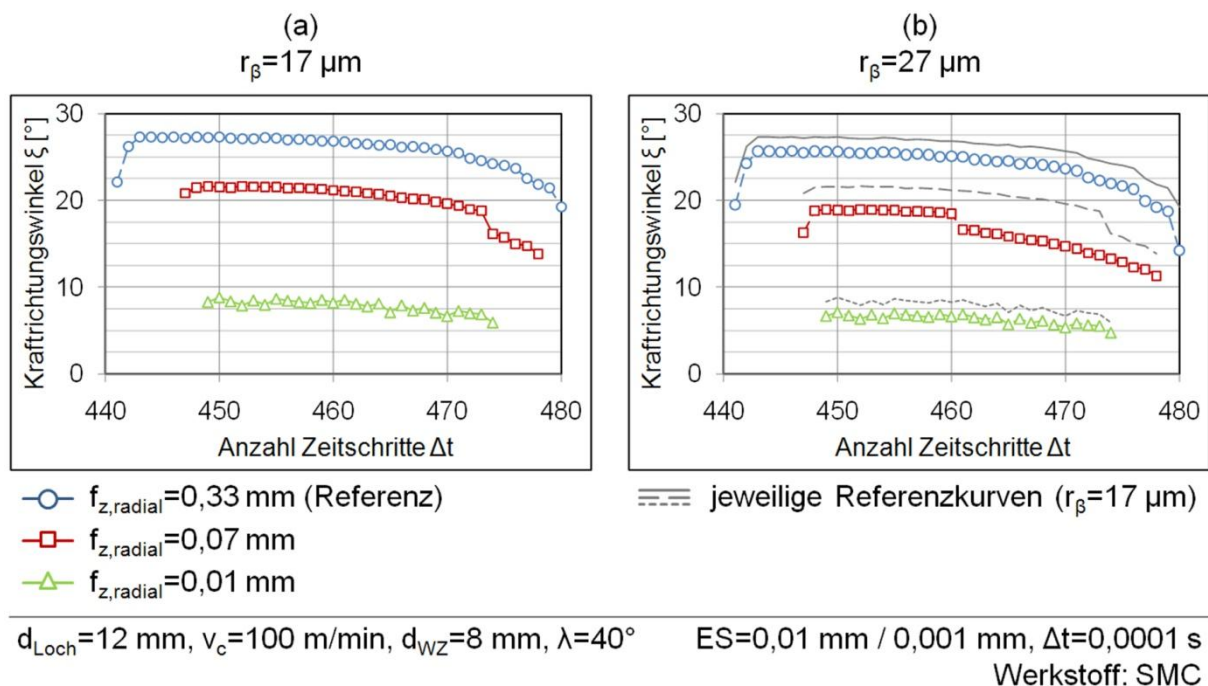


Abbildung 8-12: Effektiver Krafrichtungswinkel ξ beim kombinierten Zirkular- und Spiralfräsen unter Variation von Vorschub $f_{z,radial}$ und Schneidkantenradius r_β bei der Bearbeitung von SMC

Die Ergebnisse zeigen deutlich, dass die resultierende Prozesskraft zwar in jedem Fall ins Werkstückinnere gerichtet bleibt, der effektive Winkel unter dem sie zur Werkstückebene liegt (und damit der Anteil der Kraft, der nach innen wirkt) nimmt jedoch bei geringen Vorschüben stark ab. Dies ist auf die

Schneidkantenverrundung zurückzuführen: Bei Spannungsdicken $h < r_\beta$ sinkt der Einfluss der durch die Werkzeugwendelung verursachten Axialkraft stark ab, da sowohl spezifische Schnittkraft k_c als auch spezifische Passivkraft k_p deutlich stärker ansteigen als die spezifische Querkraft k_λ . Ein vergrößerter Schneidkantenradius (z.B. durch zunehmenden Werkzeugverschleiß) bewirkt ebenfalls, dass der effektive Krafrichtungswinkel ξ sinkt.

Die in diesem Abschnitt vorgestellten Simulationsergebnisse wurden für den SMC-Werkstoff ermittelt. Die getroffenen Aussagen gelten jedoch ebenfalls für den CFK-Werkstoff und sind in Anhang B.1 in analoger Darstellung zu Abbildung 8-12 beigefügt. Beim CFK wurde aufgrund des Materialaufbaus zusätzlich eine Variation der Faserorientierungswinkel vorgenommen, da auch diese den Betrag des Winkels ξ leicht ändern. Insgesamt liegt ξ bei CFK gegenüber SMC bei leicht höheren Werten.

Interessant ist an dieser Stelle noch einmal ein Vergleich der Bearbeitungsergebnisse der beiden Werkstoffe SMC und CFK. Es zeigt sich im Falle der CFK-Bearbeitung durchaus, dass an der Werkzeugaustrittsseite geringere Decklagenschädigungen bei höheren Vorschüben erzielt werden (Schlussfolgerung 6-8). Dies korreliert auch mit einem höheren effektiven Krafrichtungswinkel ξ . Im Falle der CFK-Bearbeitung lässt sich also ein Schädigungsvortrieb zwischen den interlaminaeren Schichten durch eine stärker ins Werkstückinnere gerichtete Gesamtkraft reduzieren, und die Erklärung des schädigungsreduzierenden Effekts wird unterstützt (vgl. Abschnitt 6.2.1).

Schlussfolgerung 8-7

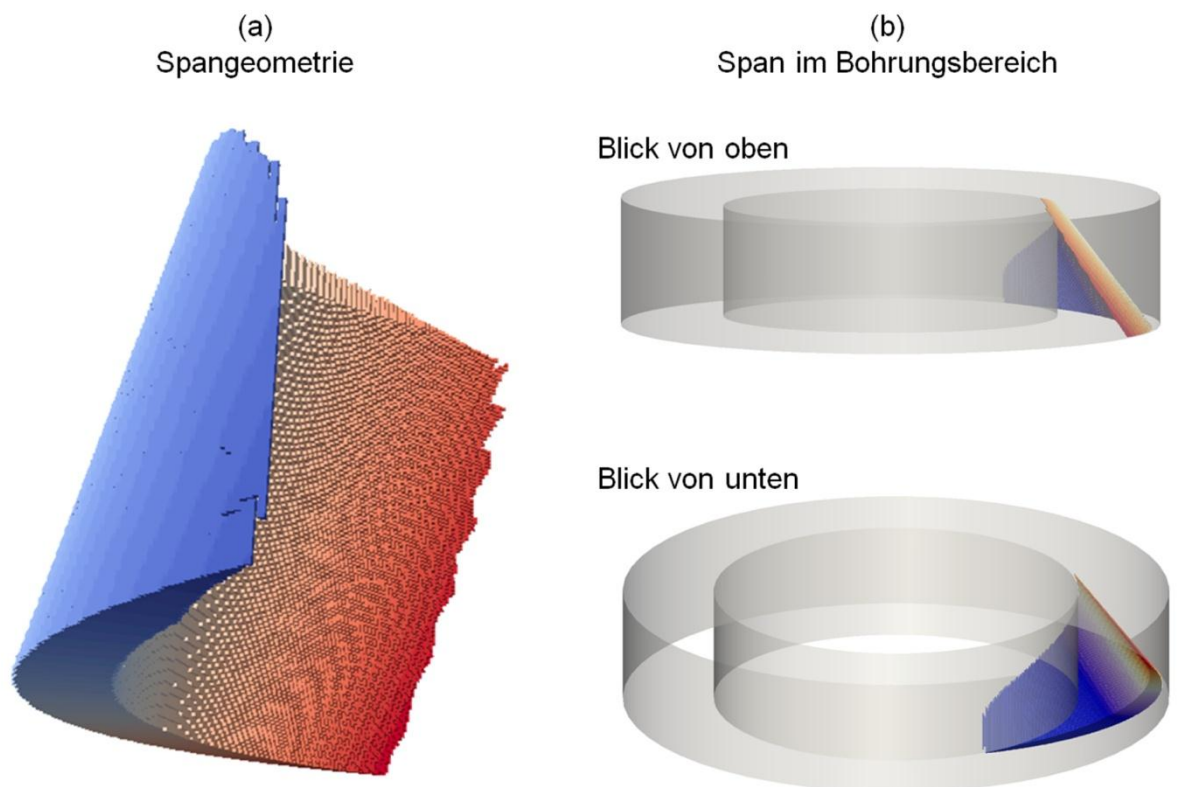
Beim kombinierten Zirkular- und Spiralfräsen (Bearbeitung der Unterseite) ist die resultierende Bearbeitungskraft durch die Werkzeugwendelung kontinuierlich zum Werkstückinneren gerichtet. Der Winkel, unter dem sie zur Werkstückebene liegt, ist jedoch nicht konstant, sondern nimmt mit sinkender Spannungsdicke (Vorschub) und steigendem Schneidkantenradius ab.

Schlussfolgerung 8-8

Im Rahmen der bei den Bearbeitungsversuchen (Kapitel 6.2) untersuchten Parameter liegen die maximal erzielbaren effektiven Krafrichtungswinkel ξ für SMC bei ca. 28° (maximaler Vorschub, Werkzeugwendelung $\lambda = 40^\circ$); für CFK analog bei ca. 38° . Diese sinken bei den minimal untersuchten Vorschüben allerdings für SMC auf ca. 8° ab; bei CFK kommt es zu einem Abfall auf ca. 10° ohne Berücksichtigung einer zusätzlichen Schneidkantenverrundung.

8.2.2 Taumelfräsen

Auch die Analyse des Taumelfräsens mit dem Simulationsprogramm erfolgt anhand der real verwendeten Prozessparameter. In Abbildung 8-13 sind allerdings zunächst zwei Ansichten der Spangeometrie des Taumelfräsens gezeigt, die zu Darstellungszwecken für einen sehr großen Vorschub erzeugt wurden. Die Wahl der im Einzelnen untersuchten und anschließend variierten Prozessparameter lässt sich damit begründen.



$d_{\text{Loch}}=12 \text{ mm}$, $f_{z,\text{radial}}=3,7 \text{ mm}$, $d_{\text{WZ}}=8 \text{ mm}$, $\lambda=0^\circ$, $\varphi=37,5^\circ$

$ES=0,02 \text{ mm}$, $\Delta t=0,0001 \text{ s}$

Abbildung 8-13: Zwei Ansichten der unverformten Spangeometrie beim Taumelfräsen, Blick von der Werkzeugaustrittsseite

Abgebildet sind der bei einer Werkzeugdrehung an der Unterseite abgenommene Span (a) sowie die Position des Spans im Bohrungsbereich zwischen Vorbohrung und endgültigem Bohrlochdurchmesser (b). Im dargestellten Beispiel hat die Bearbeitung der Oberseite noch nicht stattgefunden. Wäre dies der Fall, so läge der obere Teil des Spans in einem zuvor geschnittenen Bereich. Prinzipiell ist die Bearbeitung der Oberseite identisch zur Bearbeitung der Unterseite (Schlussfolgerung 4-5), der Span besitzt also dieselbe Gestalt.

Die Spangeometrie ist ähnlich der beim Zirkularfräsen ohne Axialvorschub, mit dem maßgeblichen Unterschied, dass der Span durch die Werkzeugneigung keinen konstanten Querschnitt über die Werkzeuglänge besitzt. Er ist insgesamt konisch und hat seine maximale Dicke im Decklagenbereich (im Beispiel am Werkzeugaustritt). Nach oben hin wird der Span kontinuierlich dünner und läuft schließlich aus. Zusätzlich nimmt auch die Spanungsbreite b während des Schnittes kontinuierlich zu. Würde keine Taumelbewegung überlagert, wäre der Span symmetrisch und die Spanungsbreite nähme wieder ab. Durch die überlagerte Taumelbewegung erfolgt der Werkzeugaustritt jedoch schon früher im Bereich des Umkehrpunktes (vgl. Kapitel 4.3) bei maximaler Spanungsbreite.

Da der Span nach oben hin dünner wird, variiert auch die Spannungsdicke axial am Werkzeug. Es kann somit durch die Analyse der Prozesskräfte an verschiedenen Punkten am Werkzeug der komplette Spanbereich untersucht werden. Damit werden kleinere Spannungsdicken direkt mitbetrachtet, und es kann der Einfluss auf die effektive Prozesskrafttrichtung am Werkstück (vgl. Formel 8.2) analysiert werden.

In einer ersten Simulationsrechnung wurde daher zunächst der aufgrund der Maschinenrestriktionen bei den Bearbeitungsversuchen maximal mögliche Vorschub ($f_{z,radial}=0,04$ mm an der Bohrungskante) zusammen mit dem maximalen Werkzeugneigungswinkel ($\varphi_{max}=37^\circ$) analysiert. Anschließend wurde bei gleichem Werkzeugneigungswinkel ein doppelt so großer Vorschub gewählt, um den Einfluss einer Vorschuberhöhung auf die Prozesskrafttrichtung zu bestimmen.

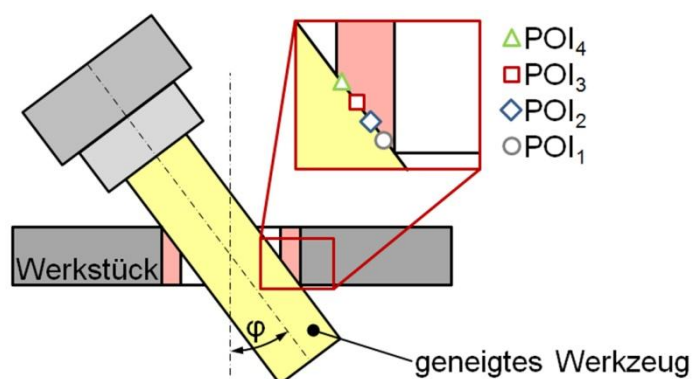


Abbildung 8-14: Verteilung der betrachteten Simulationenpunkte (POIs) am Werkzeug beim Taumelfräsen

Aufgrund der über die Werkzeugschneide variierenden Eingriffsbedingungen sind die Ergebnisse im Folgenden lediglich für vier diskrete Punkte auf der Werkzeugschneide dargestellt. Abbildung 8-14 zeigt schematisch die Verteilung

von vier betrachteten Simulationspunkten (POIs). Die Skizze zeigt das Werkzeug im Bereich des Schneidenaustritts, bei der das Bohrloch bis auf den maximalen Durchmesser bearbeitet wird. Die maßgeblichen Ergebnisse der Simulationsrechnungen der zwei variierten Vorschübe beim Taumelfräsen sind für den SMC-Werkstoff zusammen in Abbildung 8-15 gezeigt.

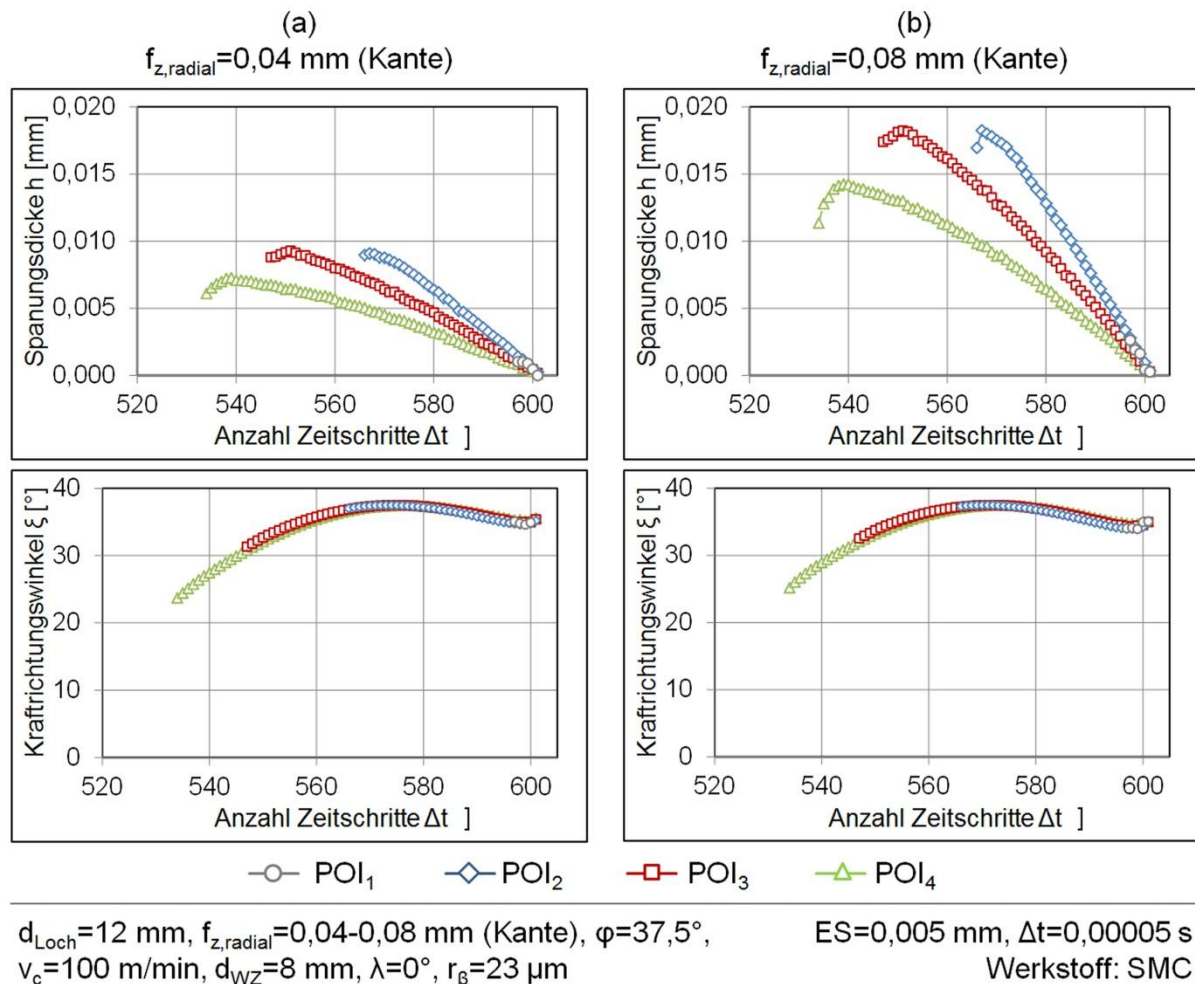


Abbildung 8-15: Spannungsdicke h und effektiver Krafrichtungswinkel ξ für den maximalen untersuchten Vorschub $f_{z,radial}$ sowie einen doppelt so hohen

Die im oberen Teil abgebildeten Verläufe der verschiedenen Spannungsdicken über der Zeit zeigen, dass sich mit einer Erhöhung des Vorschubs auch die jeweiligen Spannungsdicken erhöhen, dies jedoch an der generellen Spangeometrie nichts ändert. Die Zeitpunkte, zu denen die verschiedenen POIs ins Werkstück eindringen, sind für die beiden Vorschübe nahezu identisch. Interessant ist auch der Verlauf der resultierenden Prozesskrafrichtung (Krafrichtungswinkel ξ), der für beide Fälle im unteren Teil von Abbildung 8-15 dargestellt ist. Der Unterschied zwischen beiden Kurven ist marginal. Die untersuchte Vorschubvariation hat also so gut wie keinen Einfluss auf die

Prozesskraftrichtung, wenngleich natürlich die Absolutwerte der Kraftkomponenten allesamt mit der Spanungsdicke steigen.

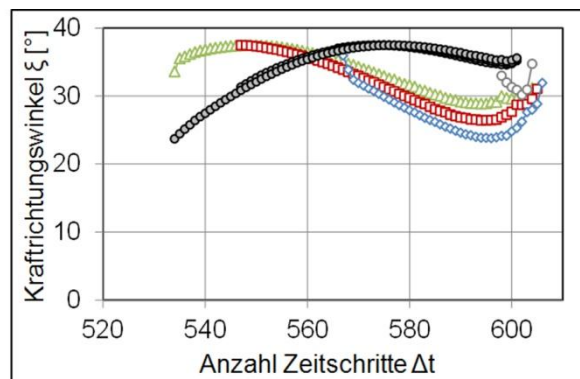
Eine weitere Auffälligkeit ist, dass der Kurvenverlauf von ξ über t ein Maximum besitzt, das zeitlich vor dem Werkzeugaustritt liegt und bis an den Wert des Taumelwinkels heranreicht ($\varphi = 37,5^\circ$). Dies ist unter Berücksichtigung der Prozesskinematik auch einleuchtend: Während des Schnittes zwischen Werkzeugeintritt und Werkzeugaustritt im Bereich des Umkehrpunktes wird in jedem Fall der Punkt durchfahren, an dem die Resultierende aus Schnitt- und Passivkraft maximal ins Werkstückinnere gerichtet ist (Abbildung 4-5a, Achsrichtung „2“). An diesem Punkt ist lediglich der Werkzeugneigungswinkel φ für den Anteil der nach innen wirkenden Kraft verantwortlich ($\xi = \varphi$). Bei konstantem Verhältnis von Schnitt- und Passivkraft würde der effektive Krafrichtungswinkel ξ ab diesem Punkt stetig abnehmen. Da jedoch auch die Spanungsdicke zum Werkzeugaustritt hin signifikant abnimmt, verschiebt sich das Verhältnis k_c/k_p stark zugunsten der Passivkraft (vgl. Kapitel 7.2.8), und es kommt nach einem vorerst leichten Abfall sogar zu einem erneuten Ansteigen von ξ kurz vor dem Werkzeugaustritt.

Auch im Fall des TaumelfräSENS ist die resultierende Prozesskraft stets ins Werkstückinnere gerichtet ($\xi > 0^\circ$). Günstig ist hierbei außerdem, dass im Bereich des Werkzeugaustritts, in dem die Bearbeitung des endgültigen Bohrungsdurchmessers stattfindet, der Krafrichtungswinkel ξ sein Maximum erreicht und auch bei kleiner werdenden Spanungsdicken danach nicht wieder signifikant abfällt.

Um die Einflüsse der einzelnen Prozess- und Werkzeugparameter deutlicher herausstellen zu können, werden im Folgenden die Ergebnisse von Simulationsrechnungen vorgestellt, bei denen die Parameter sehr stark, auch über die bisher untersuchten Prozessgrenzen hinaus, variiert werden. Als Referenz dienen dabei jeweils die in Abbildung 8-15a dargestellten Ergebnisse des Krafrichtungswinkels, die in den einzelnen Diagrammen daher auch mitgeplottet werden.

Abbildung 8-16 zeigt den effektiven Krafrichtungswinkel bei einer Steigerung der Vorschubs auf mehr als das Zwanzigfache ($f_{z,radial} = 0,9$ mm). Durch die wesentlich größeren Spanungsdicken verlagert sich das Verhältnis k_c/k_p in Richtung der Schnittkraft. Das Maximum im Verlauf von ξ liegt bei einem deutlich früheren Zeitpunkt. Jedoch kann auch hier im Bereich des Werkzeugaustritts durch die stark abnehmenden Spanungsdicken ein Ansteigen von ξ beobachtet

werden. Der maximale Krafrichtungswinkel liegt auch bei sehr großen Vorschüben im Bereich des Werkzeugneigungswinkels ($\xi = \varphi$).



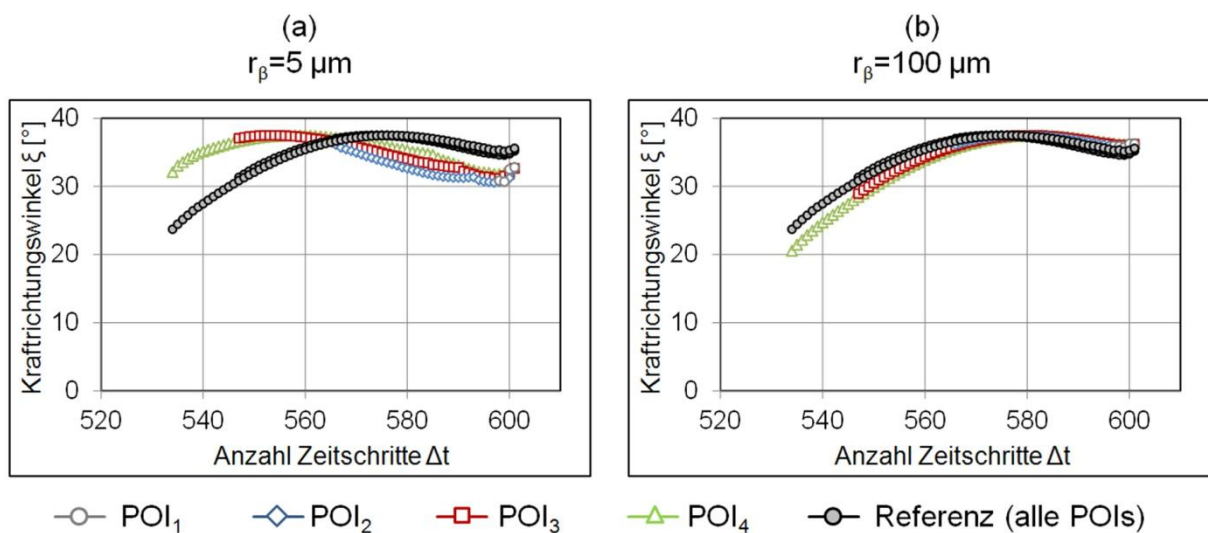
—○— POI₁ —◇— POI₂ —□— POI₃ —△— POI₄ —●— Referenz (alle POIs)

$d_{\text{Loch}}=12 \text{ mm}$, $f_{z,\text{radial}}=0,9 \text{ mm (Kante)}$, $\varphi=37,5^\circ$,
 $v_c=100 \text{ m/min}$, $d_{\text{WZ}}=8 \text{ mm}$, $\lambda=0^\circ$, $r_\beta=23 \mu\text{m}$

ES=0,01 mm, $\Delta t=0,00005 \text{ s}$
 Werkstoff: SMC

Abbildung 8-16: Effektiver Krafrichtungswinkel ξ bei starker Variation des Vorschubs $f_{z,\text{radial}}$

Ein ähnliches Bild zeigt sich bei der Variation des Schneidkantenradius r_β (Abbildung 8-17). Bei sehr kleinem r_β sinkt bei ansonsten unveränderten Bedingungen der Einfluss der Passivkraft gegenüber der Schnittkraft. Das Maximum im Verlauf von ξ über t verschiebt sich zu einem früheren Zeitpunkt.



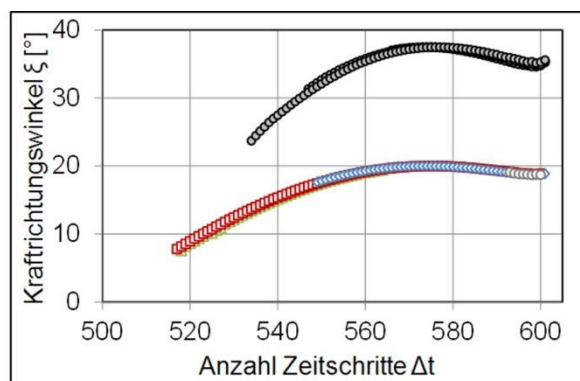
$d_{\text{Loch}}=12 \text{ mm}$, $f_{z,\text{radial}}=0,04 \text{ mm (Kante)}$, $\varphi=37,5^\circ$,
 $v_c=100 \text{ m/min}$, $d_{\text{WZ}}=8 \text{ mm}$, $\lambda=0^\circ$, $r_\beta=5 \text{ und } 100 \mu\text{m}$

ES=0,01 mm, $\Delta t=0,00005 \text{ s}$
 Werkstoff: SMC

Abbildung 8-17: Effektiver Krafrichtungswinkel ξ bei starker Variation des Schneidkantenradius r_β

Eine Vergrößerung des Schneidkantenradius (zunehmender Verschleiß) bewirkt eine verstärkte Zunahme der Passivkraft, was sich im Bereich des Werkzeugaustritts positiv auf die resultierende Schnittkraftfrichtung auswirkt. In früheren Schnittbereichen sinkt der nach innen wirkende Anteil der Gesamtkraft dafür leicht ab. Insgesamt ist der effektive Krafrichtungswinkel ξ jedoch stets deutlich positiv.

Abschließend erfolgt eine Variation des Werkzeugneigungswinkels φ . In Abbildung 8-18 sind die Ergebnisse der Simulationsrechnung für einen Winkel $\varphi=20^\circ$ den Referenzwerten gegenübergestellt. Wie zu erwarten sinkt die gesamte Kurve des Krafrichtungswinkels deutlich ab. Sie ist durch das theoretische Maximum begrenzt, das in diesem Fall bei $\varphi=\xi=20^\circ$ liegt. Auffällig ist auch, dass ξ während des Großteils des Schnitts sehr nahe am Maximalwert liegt. Dies bestätigt die in Kapitel 4.3 beschriebene Annahme, dass die Bearbeitung bei maximalem Werkzeugneigungswinkel φ_{max} auch den maximalen Anteil der Prozesskraft ins Werkstückinnere richtet. Da auf diese Art auch beide Werkstückdecklagen gleichzeitig bearbeitet werden, stellt dies das Optimum beim Taumelfräsen dar.



—○— POI₁ —◇— POI₂ —□— POI₃ —△— POI₄ —●— Referenz (alle POIs)

$d_{Loch}=12\text{ mm}$, $f_{z,radial}=0,04\text{ mm (Kante)}$, $\varphi=20^\circ$,
 $v_c=100\text{ m/min}$, $d_{WZ}=8\text{ mm}$, $\lambda=0^\circ$, $r_\beta=23\text{ }\mu\text{m}$

ES=0,005 mm, $\Delta t=0,00005\text{ s}$
 Werkstoff: SMC

Abbildung 8-18: Effektiver Krafrichtungswinkel ξ bei Variation des Werkzeugneigungswinkels φ

Die in diesem Abschnitt vorgestellten Simulationsergebnisse wurden für den SMC-Werkstoff ermittelt. Die getroffenen Aussagen gelten jedoch ebenfalls für den CFK-Werkstoff und sind in Anhang B.2 in analoger Darstellung zu Abbildung 8-15 beispielhaft beigefügt. Auch hier wurde beim CFK aufgrund des Materialaufbaus zusätzlich eine Variation der Faserorientierungswinkel vorgenommen. Insgesamt liegt ξ beim CFK auf demselben Niveau wie bei SMC

($\pm 1^\circ$). Beim Taumelfräsen beeinflusst also auch der Faserorientierungswinkel ψ den effektiven Krafrichtungswinkel ξ nicht in relevantem Maße.

Schlussfolgerung 8-9

Beim Taumelfräsen ist die resultierende Bearbeitungskraft durch die Werkzeugbewegung und die Werkzeugmikrogeometrie stets zum Werkstückinneren gerichtet. Der Winkel unter dem sie zur Werkstückebene liegt ist für die gesamte Bearbeitung auf den Bereich leicht unterhalb des Werkzeugneigungswinkels φ beschränkt. Der Winkel $\xi = \varphi$ stellt die theoretische Obergrenze dar. Auch unter dem Gesichtspunkt der Prozesskrafrichtung ist somit eine Bearbeitung bei $\varphi = \varphi_{max}$ optimal.

Schlussfolgerung 8-10

Der Werkzeugneigungswinkel φ ist der einzige der untersuchten Parameter, der die resultierende Prozesskrafrichtung beim Taumelfräsen (innerhalb realistischer Prozessparameter) signifikant beeinflusst. Aufgrund der Prozesskinematik nimmt die Spanungsdicke im Bereich des Werkzeugaustritts in der Art ab, dass es bedingt durch die Schneidkantenverrundung (und dadurch der Passivkraft) zu keinem signifikanten Abfallen des effektiven Krafrichtungswinkels ξ kommt.

Schlussfolgerung 8-11

Eine Erhöhung der Schneidkantenverrundung r_β (Werkzeugverschleiß) hat im Falle des Taumelfräsens keinen negativen Einfluss auf die Prozesskrafrichtung. Sie führt im Gegenteil sogar zu einem leichten Anstieg des effektiven Krafrichtungswinkels ξ im Bereich des Werkzeugaustritts.

8.3 Fazit zum Simulationsmodell

Das in diesem Kapitel vorgestellte kinematische Simulationsmodell stellt ein probates Mittel zur Analyse der Prozesskraftvektoren auch bei mehrachsiger Fräsbearbeitung dar (Schlussfolgerung 8-5). Die in funktionaler Weise in Kapitel 7 beschriebenen Zusammenhänge relevanter Werkzeug-, Prozess- und Werkstückparameter können für die Prozessanalyse bei variierenden Eingriffsbedingungen genutzt werden. Die zusätzliche Ermittlung der Spangeometrie ist hilfreich zur Visualisierung der Prozessabläufe.

Der Fehler durch die Modellbildung ist maßgeblich auf die Volumen- und Zeitdiskretisierung zurückzuführen. Das minimal sinnvolle Zeitinkrement kann berechnet (Formel 8-2), der Fehler somit minimiert werden. Der bei diskreten numerischen Modellen unvermeidliche Fehler bei der Bestimmung des in einem

Zeitschritt geschnittenen Materialvolumens wurde bestimmt (maximaler relativer Fehler) und kann durch Verkleinerung der Volumenelemente auf ein tolerierbares und bekanntes Maß reduziert werden (Schlussfolgerung 8-1).

Die Analyse der neuen Bearbeitungsstrategien liefert Erkenntnisse über die Prozesskräfte sowie die unter der gegebenen Zielstellung maßgeblich relevanten Prozesskrafttrichtungen während der Bearbeitung (effektiver Krafttrichtungswinkel ξ). Für beide neuen Bearbeitungsstrategien gilt, dass analog zu den Überlegungen in Kapitel 4, die resultierende Bearbeitungskraft stets ins Werkstückinnere gerichtet ist. Der Winkel (und damit der nutzbare Anteil), unter dem sie zur Werkstückebene steht, ist jedoch nicht konstant. So reduziert sich bspw. der nutzbare Einfluss der Werkzeugwendelung beim kombinierten Zirkular- und Spiralfräsen bei geringen Vorschüben und steigender Schneidkantenverrundung deutlich (Schlussfolgerung 8-7 und Schlussfolgerung 8-8). Beim Taumelfräsen liegt der Winkel ξ im Bereich leicht unterhalb des Werkzeugneigungswinkels φ mit dem Winkel $\xi = \varphi$ als theoretische Grenze. Weder Variationen der Spannungsdicke noch des Schneidkantenradius reduzieren den nutzbaren Prozesskraftanteil maßgeblich (Schlussfolgerung 8-9 und Schlussfolgerung 8-10). Der maximale Werkzeugneigungswinkel φ_{max} kann auch unter dem Gesichtspunkt der Krafttrichtung als Optimum angesehen werden.

Besonders muss an dieser Stelle hervorgehoben werden, dass sich ein zunehmender Werkzeugverschleiß (steigendes r_β) beim Taumelfräsen sogar leicht positiv auf die Prozesskrafttrichtung am Werkzeugaustritt auswirkt (Schlussfolgerung 8-11). Mit r_β nehmen zwar auch die Prozesskraftbeträge zu, die resultierenden Kraftvektoren sind jedoch stets ins Werkstückinnere gerichtet.

9 Bewertung der neuen Bearbeitungsstrategien

In diesem Kapitel werden aufbauend auf den bisher vorgestellten Ergebnissen zwei Aspekte behandelt: ein abschließender Verfahrensvergleich unter Betrachtung verschiedener Kriterien, sowie einige, aus den Schwachstellen der bisherigen Lösungen abgeleitete, konzeptionelle Verbesserungen bzw. Ideen.

9.1 Verfahrensvergleich

Der abschließende Verfahrensvergleich der neuen vorgestellten Bearbeitungsstrategien gegenüber den ein- und dreiachsigen Referenzprozessen erfolgt unter Bewertung der folgenden vier Kriterien:

- (1) Werkstückschädigung: bewertet anhand der in Kapitel 6 vorgestellten Bearbeitungsergebnisse
- (2) Prozesskomplexität: bewertet unter Berücksichtigung der Anzahl der notwendigen Vorschubachsen und der Prozesshauptzeit
- (3) Umsetzungsaufwand: bewertet durch die Möglichkeit, die Bearbeitungsstrategien mit herkömmlichen Bearbeitungsmaschinen umzusetzen, z.B. durch den programmiertechnischen Aufwand
- (4) Verfahrenspotenzial: bewertet durch signifikante Verfahrensvorteile wie die Empfindlichkeit gegen Werkzeugverschleiß oder das Potenzial zur Nutzung hoher Vorschübe

Tabelle 9-1: Abschließender Verfahrensvergleich der neuen Bearbeitungsstrategien gegenüber den Referenzprozessen

	Bohren	Zirkular- fräsen	Bohren mit hohem Vorschub	Zirkular- und Spiralfräsen	Taumel- fräsen
	Referenz 1-achs	Referenz 3-achs	neu 1-achs	neu 3-achs	neu 5-achs
Werkstückschädigung	--	-	--	0	+
Prozesskomplexität	++	0	++	0	--
Umsetzungsaufwand	++	0	++	0	-
Verfahrenspotenzial	--	0	-	+	++

Bewertungsmöglichkeiten: ++, +, 0, -, --

Die Bewertung ist subjektiv und beruht nur auf den bisherigen Ausführungen der Kapitel 6 und 8. Einige Aspekte der Bewertung sollen an dieser Stelle noch einmal diskutiert werden.

Das Kriterium der Werkstückschädigung (Decklagenschädigung) der verschiedenen Bearbeitungsstrategien ist bereits ausführlich vorgestellt. Die qualitative Reihenfolge der Strategien beruht auf Schlussfolgerung 6-5, Schlussfolgerung 6-7 und Schlussfolgerung 6-9. Die tendenziell geringsten Schädigungsgrade lassen sich durch Taumelfräsen erreichen. Die Decklagen sind jedoch noch immer nicht komplett schädigungsfrei. Zudem gibt es einen Qualitätsunterschied zwischen Werkzeugeintritt- und Werkzeugaustrittsseite (Schlussfolgerung 6-11), der auf eine Schädigung durch das Vorbohren zurückgeführt wird. Das Taumelfräsen wird daher nur mit „+“ bewertet.

Auch der Aspekt der Prozesskomplexität ist für die einzelnen Bearbeitungsstrategien in Kapitel 6 angesprochen. Es zeigen sich deutliche Unterschiede zwischen den einfachen einachsigen Bohrverfahren sowie den drei- und fünfachsigem Frässtrategien. Naturgemäß stellen die einachsigen Verfahren die einfachste Möglichkeit dar und sind daher mit „++“ bewertet. Zirkularfräsen sowie das neue kombinierte Zirkular- und Spiralfräsen liegen auf demselben Komplexitätsniveau (Schlussfolgerung 6-7). Das Taumelfräsen hat in der untersuchten Art aufgrund der Maschinenrestriktionen sehr deutliche Nachteile, besonders was die Prozesshauptzeit betrifft (Schlussfolgerung 6-13).

Der Umsetzungsaufwand ist sehr eng mit der Prozesskomplexität verknüpft. Eine höhere Anzahl interpolierender Vorschubachsen bedingt natürlich eine dementsprechend komplexere Maschine, was mit mehr Aufwand bei der Werkzeugbahngenerierung verbunden ist. Ein Unterschied zur Bewertung der Komplexität wird lediglich für das Taumelfräsen gemacht. Die Prozesskinematik benötigt zwar fünf Achsen, die Programmierung ist jedoch durch die Nutzung des festen RTCP (Rotation Tool Center Point) relativ einfach (vgl. Abschnitt 6.3.2.2).

Bei der Bewertung der jeweiligen Verfahrenspotenziale sind mögliche Verbesserungen bzw. Vorteile zusammengefasst. So kann durch eine geeignete Werkzeuggestalt (sehr scharfe Schneidkante) das Bohren mit hohem Vorschub eine Möglichkeit darstellen, die Werkstückschädigungen im Vergleich zu konventionellen Bohrstrategien zu reduzieren. Voraussetzung ist jedoch eine Minimierung des Durchstoßbereichs der Werkzeugschneide (Schlussfolgerung 6-3, Schlussfolgerung 6-4). Die beiden neuen mehrachsigen Bearbeitungsstrategien bieten an sich einen weiteren potenziellen Vorteil: die (teilweise) Unabhängigkeit der Prozesskrafttrichtung vom Werkzeugverschleiß. Beim kombinierten Zirkular- und Spiralfräsen nimmt der effektive Krafttrichtungswinkel ξ zwar ab, wenn sich der Schneidkantenradius r_β vergrößert, im Vergleich zum Zirkularfräsen bleibt er jedoch ins Werkstückinnere gerichtet

(Schlussfolgerung 8-7). Beim Taumelfräsen ist die Prozesskraftrichtung sogar nahezu unabhängig vom Werkzeugverschleiß (Schlussfolgerung 8-10).

Abschließend kann anhand der in Tabelle 9-1 dargestellten Bewertung gefolgert werden, dass es einen prinzipiellen Zielkonflikt zwischen der Prozesskomplexität (vor allem Prozesshauptzeit) und der Bearbeitungsqualität gibt. Durch die neuen Bearbeitungsstrategien lassen sich zwar verbesserte Bearbeitungsergebnisse erreichen, dies jedoch auf Kosten der Prozessgeschwindigkeit. Ziel muss es insgesamt jedoch sein, die Vorteile der neuen Bearbeitungsstrategien auch in schnellen Prozessen nutzbar zu machen.

9.2 Strategien zur Überwindung des Zielkonflikts Zeit-Qualität

Im Folgenden werden Ansätze auf Basis der bisher untersuchten Bearbeitungsstrategien vorgestellt, die es zum Ziel haben, den formulierten Zielkonflikt anzugehen.

9.2.1 Einsatz des Taumelfräsens

Das Taumelfräsen ermöglicht die Bohrungsbearbeitung bei sehr geringen Werkstückschädigungen. Die Analyse des Prozesses mit dem entwickelten kinematischen Simulationsprogramm zeigt auf, dass diese Ergebnisse nicht ausschließlich auf die (maschinenseitig begrenzten) geringen Vorschübe zurückzuführen ist. Eine Erhöhung des Vorschubs hat keinen signifikanten Einfluss auf die Richtung der resultierenden Prozesskraft (Schlussfolgerung 8-10). Damit steht zu vermuten, dass sich die Bearbeitungsergebnisse durch eine Beschleunigung des Prozesses nicht wesentlich verschlechtern.

Da die Geschwindigkeitsbeschränkung beim verwendeten Bearbeitungszentrum auf die Maschinensteuerung zurückzuführen ist, besteht eine Möglichkeit zur Geschwindigkeitssteigerung in der Verwendung mechanischer Steuerungen. Für wiederkehrenden Bearbeitungsaufgaben (Lochdurchmesser, Werkstückdicke) ist der maximale Taumelwinkel φ_{max} fix und damit gut durch eine mechanische Wegsteuerung abbildbar.

Einen praktikablen Einsatz für das Taumelfräsen bietet aus Sicht des Umsetzungsaufwands die Bearbeitung mittels Industrierobotern. Diese besitzen in der Regel von sich aus die nötige Anzahl an Freiheitsgraden zur Realisierung der Taumelbewegung. Da eine ausreichend hohe Bearbeitungsgenauigkeit hierbei eine besondere Herausforderung darstellt, muss im Taumelschritt unter Umständen eine Toleranz im Werkzeugneigungswinkel vorgesehen werden. Die Taumelbearbeitung würde dann nicht bis auf den Enddurchmesser durchgeführt.

9.2.2 Konzept „einachsiges Zirkular- und Spiralfräsen“

Durch kombiniertes Zirkular- und Spiralfräsen können, bei vergleichbarem Aufwand, bessere geringere Decklagenschädigungen bei der Bohrungsbearbeitung erreicht werden als beim Zirkularfräsen. Das hier vorgestellte Konzept soll es ermöglichen, diesen Prozess in vergleichbarer Weise ohne mehrachsige Vorschubinterpolation in einem Bohrprozess durchzuführen. In Abbildung 9-1 ist das Konzept mit den drei separaten Prozessschritten schematisch dargestellt: (a) Anschnitt, (b) Durchbohren sowie (c) Zirkular- und Spiralfräsen (vgl. Kapitel 4.2). Es sind die Werkzeugposition sowie das jeweils in dem Prozessschritt entfernte Material abgebildet. Die Idee beruht auf einem exzentrisch zur Spindelachse aufgespanntem Werkzeug mit zwei Schneiden, bei dem durch Verdrehung der Durchmesser der Flugkreise der Schneiden variiert werden kann. Der Gesamtbearbeitungsdurchmesser lässt sich somit ebenfalls variieren.

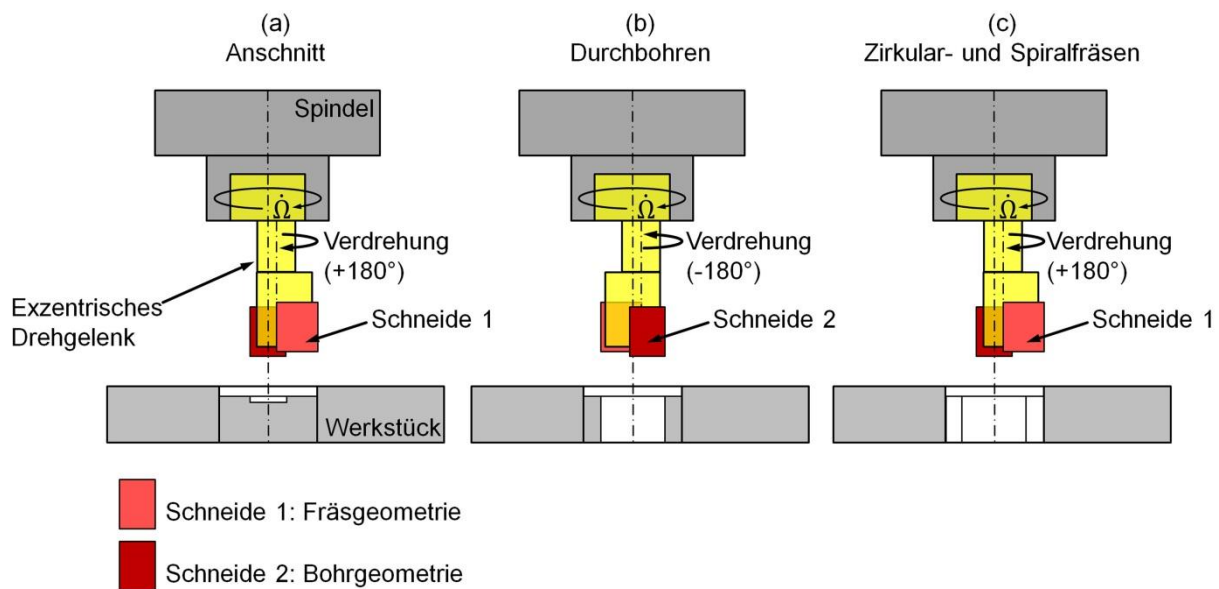


Abbildung 9-1: Schematische Darstellung des Prozesses „einachsiges Zirkular- und Spiralfräsen“ durch Integration der Prozessschritte in ein Bohrwerkzeug mit einem zusätzlichen Freiheitsgrad (Verdrehung)

In das Werkzeug sind zwei verschiedene Werkzeugschneiden integriert. Die Aufgabe der Schneide 1 besteht darin den Maximaldurchmesser (Schritte a und c) zu bearbeiten. Sie ist analog zum Spiralfräser gewandelt und ermöglicht es somit die Bearbeitungskräfte bei der Bearbeitung der Werkzeugaustrittsseite (c) nach innen zu richten. Durch einen geringen Axialvorschub am Werkzeugeintritt sind die Kräfte dort aufgrund des Schneidkantenradius in Vorschubrichtung ebenfalls nach innen gerichtet (a). Während des Durchbohrens (b) kommt bei

verdrehem Werkzeug die Schneide 2 zum Einsatz, deren Aufgabe prinzipiell nur das Durchbohren ist und die dementsprechend gestaltet werden kann.

Im Unterschied zum kombinierten Zirkular- und Spiralfräsen ist der hier vorgestellte Prozess ein Bohrprozess mit dementsprechend kontinuierlichem Schnitt an Umfang und Stirnschneide. Durch die „Aufweitung“ des Bohrlochs im letzten Prozessschritt sollte sich durch die gerichtete Prozesskräfte jedoch ein gegenüber dem reinen Bohren verbessertes Bearbeitungsergebnis erzielen lassen.

Es ist also durch Integration eines zusätzlichen Freiheitsgrades (Verdrehung des exzentrischen Werkzeugs) möglich, den dreiachsigen Prozess des kombinierten Zirkular- und SpiralfräSENS zu einem ähnlichen Prozess mit nur einachsiger Vorschubbewegung zu reduzieren. Notwendige nächste Entwicklungsschritte beinhalten die Bestimmung eines geeigneten Aktorprinzips für die Verdrehung, die konstruktive Ausgestaltung sowie die Bewertung des Konzepts in vergleichenden Bearbeitungsversuchen.

9.2.3 Konzept „kontinuierliches Taumelfräsen“

Das in diesem Abschnitt vorgestellte Konzept des kontinuierlichen TaumelfräSENS versucht zwei Schwachstellen des TaumelfräSENS gleichzeitig anzugehen: Prozesszeit und Schädigung durch das Vorbohren. Prinzipiell wird das Werkzeug taumelnd in und durch das Werkstück bewegt. Dadurch kann zum einen der separate Vorbohrschritt entfallen, zum anderen lässt sich der Bereich am Werkstück reduzieren, in dem während des Werkzeugdurchbruchs nach außen gerichtete Prozesskräfte auftreten. Dadurch sollten schon beim Vorbohren höhere Axialvorschübe bei gutem Bearbeitungsergebnis möglich sein, und das unterschiedliche Bearbeitungsergebnis an Werkzeugeintritt und Werkzeugaustritt sollte angeglichen werden.

Das kontinuierliche TaumelfräSENS ist in Abbildung 9-2 dargestellt. Die linke Spalte (a) zeigt die Werkzeugposition schematisch beim Anschnitt an der Werkstückoberseite. Auf der rechten Seite (b) ist das jeweils während mehrerer Werkzeugumdrehungen zerspannte Materialvolumen gezeigt. Die farbliche Gradierung des Spanvolumens macht die verschiedenen Schnitte kenntlich. Die Bohrung wird durch diese Art der Werkzeugbewegung radial von innen nach außen bearbeitet. Durch die überlagerte Taumelbewegung soll dies in der Art geschehen, dass möglichst nur der Teil des Schnittes im Material stattfindet, bei dem die resultierenden Kräfte ins Werkstückinnere gerichtet sind. Der Werkzeugneigungswinkel während des Taumelns muss kleiner als der maximale Neigungswinkel gewählt werden ($\varphi < \varphi_{max}$), um den maximal bearbeiteten

Durchmesser innerhalb des endgültigen Bohrlochs zu halten. Nachdem das Werkzeug komplett durch das Werkstück getaumelt ist, findet die endgültige Bearbeitung durch Taumelfräsen mit maximalem Werkzeugneigungswinkel statt.

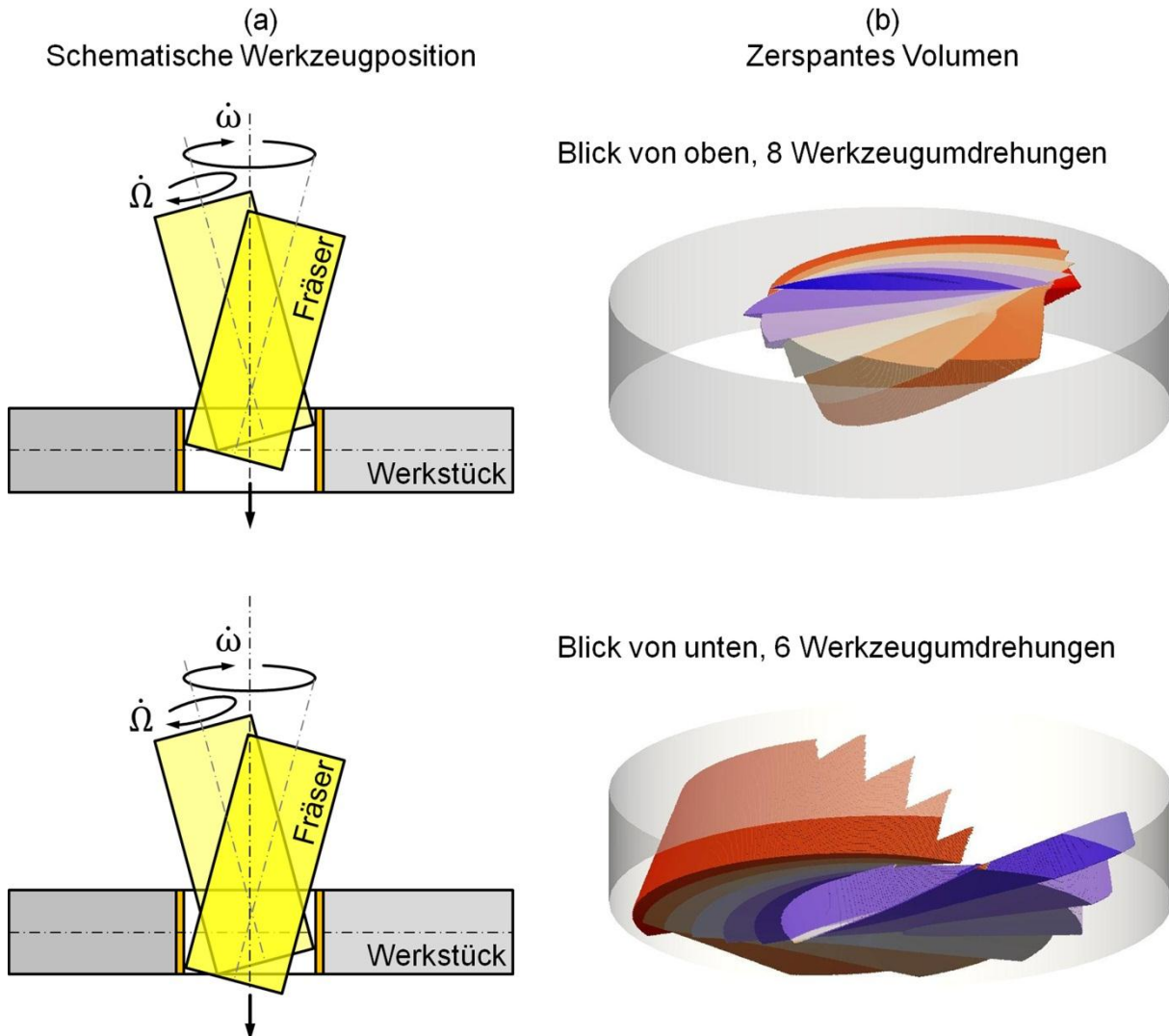
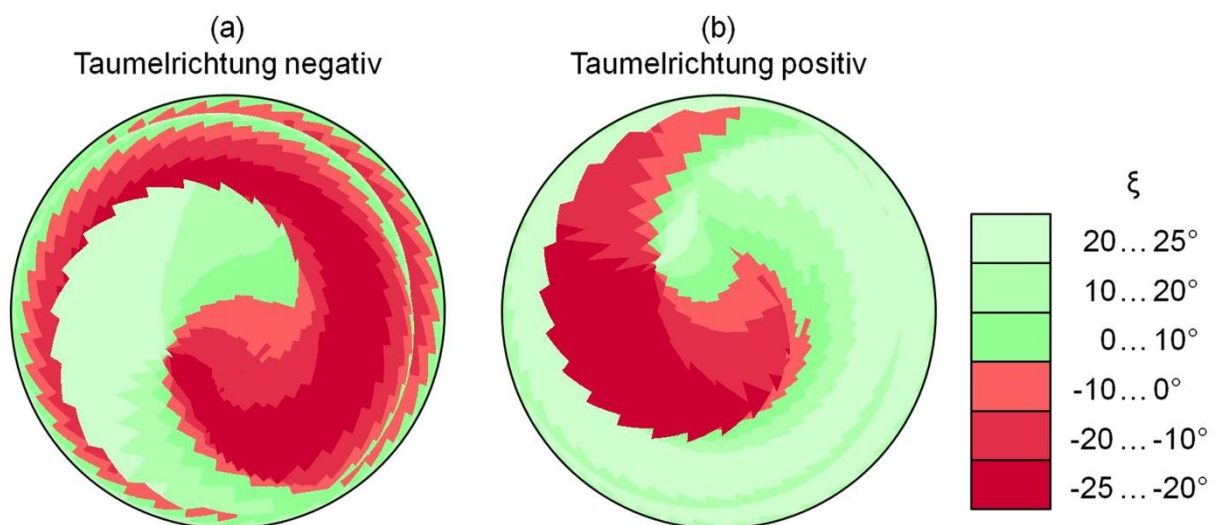


Abbildung 9-2: Schematische Darstellung der Werkzeugbewegung (a) und des zerspannten Materialvolumens (b) beim kontinuierlichen Taumelfräsen

Ein besonderes Augenmerk liegt für diese Bearbeitungsstrategie auf der Richtung der resultierenden Prozesskraft im Bereich des Werkzeugaustritts. Diese ist für zwei Beispielfälle für die untere Decklage des Werkstücks in Form des effektiven Krafrichtungswinkels ξ dargestellt: das Taumeln mit positiver sowie mit negativer Taumelrichtung (Abbildung 9-3). Die Taumeldrehrichtung ist für den Fall positiv definiert, in dem sich das Werkzeug im Gleichlauf an der Bohrungskante entlang bewegt (Taumelrichtung beim Taumelfräsen, vgl. Kapitel 4.3). Die Abbildung zeigt farblich gekennzeichnet die Bereiche, in denen der Krafrichtungswinkel ξ positiv (ins Werkstückinnere) und negativ (vom Werkstück

weg) gerichtet ist. Es ist ein deutlicher Unterschied zwischen den beiden Taumelrichtungen erkennbar, wobei die negative Taumelrichtung das schlechtere Ergebnis liefert. Bei positiver Taumelrichtung ist der Bereich, in dem die resultierenden Kräfte nach außen wirken, dagegen sehr viel kleiner. Ein großer Anteil der Bohrung am Werkzeugaustritt kann also mit entgegen der axialen Vorschubrichtung wirkenden Kräften bearbeitet werden. Die Krafrichtungsverhältnisse am Werkzeugeintritt sind aufgrund der Prozesssymmetrie bis auf eine Winkelverschiebung identisch zu denen am Werkzeugaustritt, d.h. auch hier liefert die Bearbeitung mit positiver Taumelrichtung den gewünschten Effekt.



$d_{\text{Loch}}=12 \text{ mm}$, $d_{\text{WZ}}=8 \text{ mm}$, $\lambda=0^\circ$, $\varphi=25^\circ/37,5^\circ$

ES=0,025 mm, Werkstoff: SMC

Abbildung 9-3: Darstellung des effektiven Krafrichtungswinkels ξ im Decklagenbereich des Werkzeugaustritts

Diese vorgestellten Ergebnisse sollen nur das theoretische Potenzial zeigen. Die ermittelten Krafrichtungen sind rein auf Basis der Eingriffsbedingungen an den Umfangsschneiden ermittelt (vgl. Kapitel 8.1.6). Durch die Vernachlässigung der Stirnschneiden wird an dieser Stelle ein Fehler gemacht, der die in Abbildung 9-3 dargestellten Verhältnisse jedoch qualitativ nicht stark ändert.

Am Werkzeugaustritt wird es sich nie ganz vermeiden lassen, Bereiche auch mit nach außen wirkender resultierender Prozesskraft zu bearbeiten. Durch Reduzierung der Größe dieser Bereiche und möglicher Verlagerung hin zum Zentrum der Bohrung sind jedoch Qualitätsvorteile zu erwarten. Zur Evaluierung des kontinuierlichen TaumelfräSENS sind aus diesem Grunde vergleichende Bearbeitungsversuche notwendig, in denen speziell die Schädigung durch das Durchbohren und deren „Vortrieb“ durch die weitere Bearbeitung betrachtet wird.

9.3 Fazit zur Abschlussbewertung

In einem abschließenden Verfahrensvergleich sind in diesem Kapitel die neuen Bearbeitungsstrategien den Referenzprozessen gegenübergestellt. Aus Sicht der Bearbeitungsergebnisse und der Empfindlichkeit gegen Werkzeugverschleiß bieten die neuen Strategien ein großes Potenzial. Unter Berücksichtigung der Prozesskomplexität gibt es jedoch im Vergleich zu einachsiger Bohrbearbeitung deutliche Nachteile. Besonders die durch die verwendete Maschinensteuerung limitierte Bearbeitungsgeschwindigkeit muss als Nachteil angesehen werden. Unter den verwendeten Versuchsrandbedingungen bedeutete dies eine minimale Prozesshauptzeit von ca. 8-10 Sekunden für das Herstellen einer Bohrung durch Taumelfräsen, was im Verhältnis zum Zirkularfräsen (2-3 Sekunden) und konventionellen Bohren (1-2 Sekunden) deutlich höher lag.

Der prinzipielle Zielkonflikt zwischen Zeit und Qualität bietet jedoch auch Ansatzpunkte für neue Konzepte. Zwei solche Konzepte sind im Abschnitt 9.2 vorgestellt. Sie bieten einen Startpunkt für folgende Arbeiten unter der Zielstellung der Bohrungsbearbeitung bei gezielter Prozesskraftrichtung.

10 Zusammenfassung und Ausblick

10.1 Zusammenfassung

Die mechanische Bohr- und Fräsbearbeitung faserverstärkter Kunststoffe ist aufgrund der besonderen Werkstoffeigenschaften mit einigen Herausforderungen verbunden. Zum einen stellt die bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung ein funktionsrelevantes Qualitätskriterium dar, da mit zunehmendem Grad der Schädigung die Bauteilfestigkeit sinkt. Des Weiteren wirken die Verstärkungsfasern stark abrasiv auf die Werkzeuge, wodurch sich deren Mikrogestalt ändert, die Bearbeitungskraftkomponenten im Betrag steigen und sich die Wirkrichtung der resultierenden Gesamtkraft verschiebt. Unter Berücksichtigung des Grundsatzes der Dimensionierung, dass die Belastung kleiner als die Festigkeit bleiben muss, damit eine schädigungsfreie Bearbeitung sichergestellt werden kann, wurden im Rahmen dieser Arbeit Bearbeitungsstrategien entwickelt, experimentell erprobt und ausführlich analysiert.

Der Großteil der im Stand der Technik beschriebenen Strategien zur Schädigungsreduktion zielt auf eine Reduktion der wirksamen Gesamtkraft ab. Im Gegensatz dazu ist die Annahme hinter den neuen Bearbeitungsstrategien die, dass eine Schädigungsreduktion im Bereich der Bohrungsdecklagen erzielt werden kann, wenn es gelingt, die resultierenden Prozesskräfte bei der Bearbeitung dieser Decklagen ins Werkstückinnere zu richten. Dies ist bei der Bohrungsherstellung besonders an der Werkzeugaustrittsseite herausfordernd. Eine Bearbeitung mit in ungünstiger Weise nach außen wirkender resultierender Kraft ist durch die Problematik des Durchstoßens unumgänglich. Ziel muss es daher sein, den relativen Anteil derartiger Kraftwirkung insgesamt zu minimieren und so weit wie möglich vom endgültigen Bohrungsrand zu entfernen.

Gemäß dieser Zielstellung wurden zunächst drei Bearbeitungsstrategien zur Bohrungsherstellung mit stark unterschiedlichem Komplexitätsgrad identifiziert: einachsiges Bohren mit hohem Vorschub, dreiachsiges kombiniertes Spiral- und Zirkularfräsen sowie fünfachsiges Taumelfräsen. Es folgten anschließend zunächst experimentelle Bearbeitungsexperimente, bei denen diese Strategien Referenzprozessen gemäß dem Stand der Technik gegenübergestellt wurden. Die neu entwickelten Bearbeitungsstrategien sollten prinzipiell für alle flächigen FVK-Bauteile vorteilhaft sein, solange die Fasern primär in der Bauteilebene positioniert sind. Experimentell wurden die Untersuchungen jedoch auf zwei sehr unterschiedliche Werkstoffe begrenzt: ein kurzglasfaserverstärktes Polyester mit

30 vol.-% Faseranteil (SMC) und ein kohlenstofffaserverstärktes Gewebe in 0°/90°-Anordnung in einer Epoxidharzmatrix mit 50 vol.-% Faseranteil (CFK).

Mit den Bearbeitungsversuchen und deren Ergebnissen konnte das Potenzial der neuen Strategien deutlich gezeigt werden. Im relativen Vergleich mit den Referenzprozessen ließen sich die Werkstückschädigungen durch das kombinierte Spiral- und Zirkularfräsen signifikant und in noch stärkerem Maße durch das Taumelfräsen senken. Beim Taumelfräsen sinkt der Schädigungsgrad mit steigendem Werkzeugneigungswinkel φ und somit mit zunehmendem Anteil von ins Werkstückinnere gerichteter Gesamtbearbeitungskraft. Die verringerten Werkstückschädigungen sind jedoch speziell im Fall des Taumelfräsens mit einer deutlich höheren Prozesskomplexität und höherer Bearbeitungszeit verbunden.

Das einachsige Bohren kann zwar keine signifikanten Verbesserungen im Bearbeitungsergebnis im Vergleich mit anderen einachsigen Referenzprozessen liefern, bemerkenswert ist jedoch der Trend eines abnehmenden Schädigungsgrades an der Werkzeugaustrittsseite mit zunehmendem Vorschub. Bei der Verwendung eines hohen Axialvorschubs steigt die Vorschubkraft zwar an, jedoch wird ein zunehmender Anteil des Bohrungsrandes direkt mit der Nebenschneide am Werkzeugumfang bearbeitet. Durch die Werkzeugwendelung werden die unteren Werkstückdecklagen entgegen der Vorschubrichtung nach oben gezogen. Als Ergebnis zeigt sich eine Konzentration der Schädigungen auf den unmittelbaren Bohrungsrand im Bereich des Durchbruchs der Werkzeugschneide.

Zur detaillierteren Analyse komplexer Fräsprozesse bei der Bohrungsherstellung wurde im Rahmen dieser Arbeit ein numerisches kinematisches Simulationsmodell aufgebaut, das auf Basis der Bestimmung der vorliegenden Eingriffsbedingungen an der Werkzeugschneide und mathematisch beschriebener Prozesskraftmodelle auf die resultierenden Werkstückbelastungen schließen lässt.

Zur Ermittlung der Prozesskraftmodelle wurden experimentelle Prozesskraftmessungen im Orthogonalschnitt und im schrägen Schnitt beim Stoßen an den beiden Materialsystemen durchgeführt. Die Parameter Schnittgeschwindigkeit v_c , Spannungsdicke h , Schneidkantenradius r_β , Werkzeugneigungswinkel λ sowie Faserorientierungswinkel ψ (CFK) wurden jeweils einzeln variiert. Auf Basis der so ermittelten Daten wurden anschließend multivariate Regressionsmodelle für die einzelnen Prozesskraftkomponenten der spezifischen Schnittkraft k_c , Passivkraft k_p und Querkraft k_λ berechnet. Multiplikativ verknüpfte Potenzansätze zur Beschreibung der Einzeleinflüsse der

variieren Parameter stellen den Ansatz für die multivariate Regression dar. Zudem wurden für jede der spezifischen Prozesskraftkomponenten, neben den Regressionsmodellen auf Basis der gesamten Experimentaldaten, separate Regressionen durchgeführt, bei denen jeweils lediglich Daten der Bereiche $r_\beta/h \leq 1$ und $r_\beta/h \geq 1$ verwendet wurden. Im Falle von k_c und k_λ kann die Modellgüte der multivariaten Regressionen dadurch signifikant gesteigert werden. Die spezifische Passivkraft k_p jedoch wird sehr gut durch ein Gesamtregressionsmodell beschrieben, die Aufteilung in zwei separate Bereiche bringt in diesem Fall keinen weiteren Vorteil.

Insgesamt konnten durch die mathematischen Prozesskraftmodelle sehr gute Übereinstimmungen zu den experimentellen Versuchsdaten erzielt werden. Im Vergleich der beiden Werkstoffe SMC und CFK zeigten sich sehr ähnliche funktionelle Zusammenhänge, wobei die Absolutwerte beim CFK erwartungsgemäß deutlich über denen des SMC liegen. Besonders herauszustellen ist, dass sich die Kraftverhältnisse k_c/k_p und k_c/k_λ für beide Werkstoffe sehr ähnlich mit der geometrischen Eingriffsbedingung r_β/h entwickeln. Durch die Verhältnisse der Kraftkomponenten kann die Wirkrichtung der resultierenden Gesamtkraft durch einfache trigonometrische Beziehungen direkt beschrieben werden. Der Wirkrichtungsunterschied liegt im gesamten untersuchten Bereich bei maximal 10° . Aus Sicht der Wirkrichtung der resultierenden Gesamtbearbeitungskraft ist somit eine gewisse Übertragbarkeit gegeben.

Eine detaillierte Analyse der neuen Bearbeitungsstrategien mittels des kinematischen Simulationsmodells bestätigten die theoretischen Überlegungen der wirksamen Prozesskrafttrichtung. Auch korrelieren die geringeren Werkstückschädigungen beim Taumelfräsen gegenüber dem kombinierten Spiral- und Zirkularfräsen, sowie die Schädigungsreduzierung bei steigendem Werkzeugneigungswinkel mit einem zunehmenden Anteil ins Werkstückinnere wirkender Bearbeitungskraft. Bemerkenswert ist der unterschiedliche Effekt eines steigenden Schneidkantenradius (Werkzeugverschleiß) bei den beiden neuen Bearbeitungsstrategien. Während der ins Werkstückinnere wirkende Prozesskraftanteil (Krafttrichtungswinkel ξ) beim kombinierten Spiral- und Zirkularfräsen mit steigendem r_β sinkt, wirkt sich eine Erhöhung von r_β beim Taumelfräsen sogar leicht positiv auf die resultierende Prozesskrafttrichtung aus.

Abschließend lässt sich feststellen, dass mit den neuen Bearbeitungsstrategien eine deutliche Verbesserung des Bearbeitungsergebnisses in Form von reduzierter Decklagenschädigung erreicht werden kann. Diese

Schädigungsabnahme korreliert mit dem Anteil ins Werkstückinnere wirkender Prozesskraft. Die Grundannahme kann somit bestätigt werden.

10.2 Ausblick

Zukünftige Arbeiten auf diesem Gebiet können sich vertieft mit der Problematik der Schädigung des Vorbohrens beschäftigen. Trotz identischer Bearbeitung der Decklagen an Werkzeugeintritts- und Werkzeugaustrittsseite zeigen die Ergebnisse beim Taumelfräsen immer leicht höhere Schädigungsgrade am Werkzeugaustritt. Diese werden auf die Vorschädigung durch das Vorbohren zurückgeführt. Zudem scheint es deutliche Unterschiede im Schädigungsvortrieb in zuvor nicht geschädigte Bereiche durch nachfolgende Bearbeitung zwischen den zwei untersuchten Materialsystemen zu geben.

Auch die multivariaten Regressionsmodelle bieten Ansatzpunkte zur Verbesserung. In der derzeitigen Form werden sowohl Schneidkantenradius r_β als auch Werkzeugwendelung λ physikalisch nicht sinnvoll abgebildet. Die jeweilige Prozesskraftkomponente würde Null für $r_\beta \rightarrow 0$ und $\lambda \rightarrow 0$, was im Falle der spezifischen Schnittkraft in jedem Falle unsinnig wäre. Ein möglicher mathematischer Ansatz, der diese Problematik umgeht, könnte wie folgt aussehen:

$$k = v_c^{m_{vc}} \cdot h^{m_h} \cdot (1 + a_{r_\beta} \cdot r_\beta^{m_{r_\beta}}) \cdot (1 + a_\lambda \cdot \lambda^{m_\lambda}) \cdot \psi^{m_\psi} \cdot C \quad (\text{Formel 10-1})$$

Für den theoretischen Fall von $r_\beta = 0 \mu\text{m}$ oder für $\lambda = 0^\circ$ wird der jeweilige Term 1 und spielt somit keine Rolle mehr, ohne die Gesamtgleichung negativ zu beeinflussen. Die Bestimmung der Modellkonstanten wird in diesem Fall jedoch ungleich aufwendiger.

Auch in Kombination mit dem kinematische Simulationsmodell bietet die Prozesskraftmodellierung Raum zu sinnvollen Erweiterungen (vgl. Tabelle 8-1). Besonders wichtig erscheinen zum einem die Berücksichtigung des Werkzeugspanwinkels in den Regressionsmodellen sowie die Implementierung der Stirnschneide, um Bearbeitungsstrategien mit axialem Vorschub analysieren zu können (z.B. Bohren, Zirkularfräsen). Letztendlich bräuchten die Kopplung der Bearbeitungskräfte mit richtungsabhängigen Werkstofffestigkeiten in geeigneter Weise sowie die Implementierung dieser Zusammenhänge in das Simulationsmodell einen enormen Vorteil. Die Prozessanalyse könnte in der Art auf die Absolutwerte der Prozesskraftvektoren ausgeweitet werden und wäre somit deutlich aussagekräftiger.

Auf technologischer Seite stellt eine Produktivitätssteigerung beim Taumelfräsen ein lohnendes Ziel dar. Im untersuchten Bereich konnte experimentell kein

negativer Einfluss von höheren Vorschüben auf das Bearbeitungsergebnis nachgewiesen werden. Auch die detaillierteren Analysen des TaumelfräSENS mit dem kinematischen Simulationsprogramm deuten auf keinen negativen Einfluss steigender Vorschübe hin. Von daher würde eine signifikante Prozesszeitverkürzung das TaumelfräSENS zu einer wirklichen Alternative machen.

Des Weiteren bieten die beiden in den Kapitel 9.2.2 und 9.2.3 vorgestellten Konzepte Ansatzpunkte für eine schädigungsarme Bohrlochbearbeitung bzw. eine Komplexitätssenkung. Hierfür stehen allgemein eine Verfahrensentwicklung bzw. die prototypische Werkzeugumsetzung des einachsigen Spiral- und ZirkularfräSENS, sowie anschließend experimentelle vergleichende Analysen an.

Literaturverzeichnis

- [Ade-10] Adetoro, O.B.; Wen, P.H. (2010): Prediction of mechanistic cutting force coefficients using ALE formulation; *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (46); S. 79-90
- [Aro-96] Arola, D.; Ramulu, M.; Wang, D.H. (1996): Chip formation in orthogonal trimming of graphite/epoxy composite; *Composites A* (27); S. 121-133
- [Aru-06] Arul, S.; Vijayaraghavan, L.; Malhotra, S.K.; Krishnamurthy, R. (2006): The effect of vibratory drilling on hole quality in polymeric composites; *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (46); S. 252-259
- [Bab-07] Babitsky, V.I.; Astashev, V.K.; Meadows, A. (2007): Vibration excitation and energy transfer during ultrasonically assisted drilling; *Journal of Sound and Vibration* (308); S. 805-814
- [Bea-09] Beaumont, M.; Jungmann, T. (2009): In der Luftfahrt haben wir den Durchbruch bereits geschafft (Interview); *leightweightdesign*; Heft 3/2009; S. 28-31
- [Bha-04] Bhatnagar, N.; Singh, I.; Nayak, D. (2004): Damage investigation in drilling of glass fiber reinforced plastic composite laminates; *Materials and Manufacturing Processes* (19); S. 995-1007
- [Bha-10] Bhattacharyya, A.; Schueller, J.K.; Mann, B.P.; Ziegert, J.C.; Schmitz, T.L.; Taylor, F.J.; Fitz-Coy, N.G. (2010): A closed form mechanistic cutting force model for helical peripheral milling of ductile metallic alloys; *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (50); S. 538-551
- [Bie-08] Biermann, D.; Feldhoff, M. (2008): Bohrungsbearbeitung von CFK mit Schleifstiften; *Diamond Business*; Heft 4/2008; S. 22-29
- [Bie-10] Biermann, D.; Feldhoff, M. (2010): Bohrungsbearbeitung von Faserkunststoff: Diamantschleifstifte als Ersatz für konventionelle Bohrwerkzeuge; *Diamond Business*; Heft 4/2010; S. 26-35
- [Bri-05] Brinksmeier, E.; Krogmeier, F.; Walter, A.; Felderhoff, H. (2005): Bohrungsbearbeitung von mehrschichtigen Compound-Werkstoffen; in: Weinert, K.: *Spanende Fertigung*; 4. Ausgabe; Vulkan-Verlag GmbH, Essen; ISBN 3-8027-2935-8; S. 43-50
- [Bri-08] Brinksmeier, E.; Fangmann, S.; Meyer, I. (2008): Orbital drilling kinematics; *Production Engineering* (2); S. 277-283
- [Cap-04] Capello, E. (2004): Workpiece damping and its effect on delamination damage in drilling thin composite laminates; *Journal of Materials Processing Technology* (148); S. 186-195

- [Cam-08] Campos-Rubio, J.; Abrão, A.M.; Faria, P.E.; Esteves Correia, A.; Paulo Davim, J.P. (2008): Effects of high speed in the drilling of glass fibre reinforced plastic: Evaluation of the delamination factor; *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (48); S. 715-720
- [Cen-08] Cenac, F.; Collombet, F.; Zitoune, R.; Deleris, M. (2008): Abrasive-water-jet blind-machining of polymer matrix composite materials; in: *Proceedings of the 13th European Conference on Composite Materials*; Stockholm, Schweden
- [Cha-06] Chang, C.S. (2006): Turning of glass–fiber reinforced plastics materials with chamfered main cutting edge carbide tools; *Journal of Materials Processing Technology* (180); S. 117-129
- [Che-96] Chen, W.C. (1996): Some experimental investigations in the drilling of carbon fiber-reinforced plastic (CFRP) composite laminates; *International Journal of Machine Tools and Manufacture* (37); S. 1097-1108
- [Dam-06] Damm, P. (2006): *Rechnergestützte Optimierung des 5-Achsen Simultanfräsens von Freiformflächen*; Dissertation; Universität Dortmund
- [Dan-10] Danielczick, M. (2010): *Diamantbeschichtung für die Bearbeitung von Composite-Materialien*; *Diamond Business*; Heft 2/2010; S. 18-24
- [Dav-04] Davim, J.P.; Reis, P.; Antonio, C.C. (2004): Experimental study of drilling glass fiber reinforced plastics (GFRP), manufactured by hand lay-up; *Composites Science and Technology* (64); S. 289-297
- [Dav-07a] Davim, J.P.; Campos-Rubio, J.; Abrão, A.M. (2007): A novel approach based on digital image analysis to evaluate the delamination factor after drilling composite laminates; *Composites Science and Technology* (67); S. 1939-1945
- [Dav-07b] Davim, J.P.; Mata, F. (2007): A comparative evaluation of the turning of reinforced and unreinforced polyamide; *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (33); S. 911-914
- [Dav-08] Davim, J.P.; Barricas, N.; Conceicao, M.; Oliveira, C. (2008): Some experimental studies on CO₂ laser cutting quality of polymeric materials; *Journal of Materials Processing Technology* (198); S. 99-104
- [Deg-02] Degner, W.; Smejkal, E. (2002): *Spanende Formgebung*; 15. Auflage, Hanser Verlag, München; ISBN 3-446-22138-7
- [Den-91] Dennis, P. (1991): Machining fibre-reinforced plastics; *Industrial Diamond Review* (51); S. 288-291
- [Den-03] Denkena, B.; Becker, J.C.; Boehnke, D. (2003): Bohren und Zirkularfräsen von Al-CFK-Verbunden; in: *Tagungsband Intelligente Leichtbau Systeme 2003*; Hannover, Deutschland

- [Den-07] Denkena, B.; Volkermeier, F.; Kling, R.; Hermsdorf, J. (2007): Novel UV-laser applications for carbon fiber reinforced plastics; in: Vollertsen, F.; Thomy, C.: Proceedings of the International Conference on Applied Production Technology (APT 2007); BIAS-Verlag, Bremen; ISBN 978-3-933762-21-4; S. 99-108; Bremen, Deutschland
- [Den-08a] Denkena, B.; Boehnke, D.; Dege, J.H. (2008): Helical milling of CFRP-titanium layer compounds; CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology (1); S. 64-69
- [Den-08b] Denkena, B.; de Leon, L.; Dege, J.H. (2008): Kinematik und Spanungsformen beim Zirkularfräsen; Materialwissenschaft und Werkstofftechnik (39); S. 610-615
- [Deu-08] Deuchert, M.; Autenrieth, H.; Weber, M.; Fleischer, J.; Schulze, V.; Löhe, D. (2008): Influence of process parameters on the specific reaction forces and surface characteristics in orthogonal micro-cutting; in: Proceedings of the 3rd CIRP International Conference High Performance Cutting (HPC); Dublin, Irland
- [Dic-11] Dick, M.; Winterhager, J. (2011): Kein Pappenstein (Interview); lightweightdesign; Heft 2/2011; S. 14-16
- [Dur-05] Durão, L.M.P.; Magalhães, A.G.; Tavares, J.M.R.S.; Marques, A.T. (2005): Delamination analysis after carbon/epoxy plate drilling; in: Proceedings of Encontro Nacional de Visualização Científica 2005; Espinho, Portugal
- [Dur-10] Durão, L.M.P.; Gonçalves, D.J.S.; Tavares, J.M.R.S.; de Albuquerque, V.H.C.; Vieira, A.A.; Marques, A.T. (2010): Drilling tool geometry evaluation for reinforced composite laminates; Composite Structures (92); S. 1545-1550
- [Ene-01] Enemuoh, E.U.; Sherif El-Gizawy, A.; Chukwujekwu Okafor, A. (2001): An approach for development of damage-free drilling of carbon fiber reinforced thermosets; International Journal of Machine Tools & Manufacture (41); S. 1795-1814
- [Far-09a] Faraz, A.; Biermann, D.; Weinert, K. (2009): Cutting edge rounding: An innovative tool wear criterion in drilling CFRP composite laminates; International Journal of Machine Tools and Manufacture (49); S. 1185-1196
- [Far-09b] Faria, P.E.; Campos Rubio, J.C.; Abrão, A.M.; Davim, J.P. (2009): Dimensional and geometric deviations induced by drilling of polymeric composite; Journal of Reinforced Plastics and Composites (28); S. 2353-2363
- [Far-10] Faria, P.E.; Campos Rubio, J.C.; Abrão, A.M.; Davim, J.P. (2010): The influence of tool wear on delamination when drilling glass fibre reinforced epoxy composite with high speed steel and cemented carbide tools; International Journal of Materials and Product Technology (37); S. 129-139
- [Far-11] Faraz, A. (2011): Experimental study on delamination, mechanical loads and tool wear in drilling of woven composites laminates; Dissertation; Technische Universität Dortmund

- [Fle-09] Fleischer, J., Schulze, V., Kotschenreuther, J. (2009): Extension of cutting force formulae for microcutting; CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology (2), S. 75-80
- [Fol-95] Foley, J.D.; van Dam, A.; Feiner, S.K.; Hughes, J.F. (1995): Computer Graphics: Principles and Practice in C; 2. Auflage; Addison-Wesley Longman, Amsterdam; ISBN 978-0-201-84840-3
- [Gar-04] Garcia, A.J.; Villar, M.P.; Araujo, D.; Garcia-Motolinia, J.F.; Ribera, E.; Diez, C.; Lopez-Gascon, C.; Estepa, C.; Pena, J.I.; Garcia, R. (2004): Carbon fiber reinforced polymers (CFRP) Nd:YAG laser machining; in: Proceedings of the 23rd International Congress in Applications of Lasers & Electro-Optics; San Francisco, USA
- [Gon-10] Gonzalo, O.; Beristain, J.; Jauregi, H.; Sanz, C. (2010): A method for the identification of the specific force coefficients for mechanistic milling simulation; International Journal of Machine Tools & Manufacture (50); S. 765-774
- [HAM-11] N.N. (2011): Produktkatalog der Firma Andreas Maier GmbH Hartmetallwerkzeugfabrik (13.01.2011); <http://ham-tools.com>
- [Hei-08] Heise, J.; Rogalla, S. (2008): Bohren und Zirkularfräsen von CFK; VDI-Z Integrierte Produktion; Heft 1/2008; S. 59-62
- [Hei-10a] Heisel, U.; Talpeanu, D.; Ivanova, S.; Pfeifroth, T. (2010): Bohrwerkzeuge aus Keramik - sind sie CFK gewachsen?; ZWF - Zeitschrift für den wirtschaftlichen Fabrikbetrieb (105); S. 851-854
- [Hei-10b] Heisel, U.; Schaal, M.; Talpeanu, D.; Pfeifroth, T.; Ivanova, S. (2010): CFK – selbst für Keramikschnidstoffe eine Herausforderung; wt-online (100); S. 513-518
- [Her-08] Herzog, D.; Jaeschke, P.; Meier, O.; Haferkamp, H. (2008): Investigations on the thermal effect caused by laser cutting with respect to static strength of CFRP; International Journal of Machine Tools & Manufacture (48); S. 1464-1473
- [Hin-06] Hintze, W.; Clausen, R.; Santos Quiroz, S.; Schwerdt, M. (2006): Wirtschaftliche Zerspanung von Leichtbaustrukturen durch den Einsatz innovativer Hartmetallschneidstoffe und Diamantbeschichtungen; in: Tagungsband Intelligente Leichtbau Systeme 2006; Hannover, Deutschland
- [Hin-07] Hintze, W.; Clausen, R.; Hartmann, D.; Kindler, J.; Santos, S.; Schwerdt, M.; Stöver, E. (2007): Precision of machined CFRP - The challenge of dimensional accuracy; in: von Estorff, O.: Proceedings of the 1st International Workshop on Aircraft System Technologies; Shaker Verlag GmbH, Aachen; ISBN 3-832-26046-3; S. 361-374
- [Hoc-90] Hocheng, H.; Dharan, C.K.H. (1990): Delamination during drilling in composite laminates; Journal of Engineering for Industry (112); S. 236-239

- [Hoc-93] Hocheng, H.; Pwu, H.Y.; Yao, K.C. (1993): Machinability of some fiber-reinforced thermoset and thermoplastics in drilling; *Materials and Manufacturing Processes* (8); S. 653-682
- [Hoc-03] Hocheng, H.; Tsao, C.C. (2003): Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits; *Journal of Materials Processing Technology* (140); S. 335-339
- [Hoc-06] Hocheng, H.; Tsao, C.C. (2006): Effects of special drill bits on drilling-induced delamination of composite materials; *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (46); S. 1403-1416
- [Hoh-85] Hohensee, V. (1985): Werkzeugverschleiß und Oberflächengüte beim Bearbeiten von faserverstärkten Kunststoffen; *Industrieanzeiger* 107; S. 32-33
- [Hoh-89] Hohensee, V. (1989): Faserverstärkte Kunststoffe bearbeiten – Teil I: Umrissbearbeitung durch Fräsen; *Magazin Neue Werkstoffe*; Heft 2/1989; S. 12-17
- [Hoo-86] van Hook, T. (1986): Real time shaded NC milling display; in: *Computer Graphics* (20/4); S. 15–20
- [Hou-03] Hou, Z. (2003): Beitrag zur voxelbasierten Simulation des fünfachsigem NC-Fräsens; Dissertation; Technische Universität Berlin
- [Ibá-05] Ibáñez, L.; Schroeder, W.; Ng, L.; Cates, J. (2005): *The ITK Software Guide*; 2nd edition; Kitware, Inc.
- [Ili-96] Di Ilio, A.; Paoletti, A.; Veniali, F. (1996): Tool wear in drilling thermoset and thermoplastic matrix composites; in: *Proceedings of the 3th Biennial European Joint Conference on Engineering System, Design and Analysis*, ASME; S. 41-46; Montpellier; Frankreich
- [Ili-10] Iliescu, D.; Gehin, D.; Gutierrez, M.E.; Girot, F. (2010): Modeling and tool wear in drilling of CFRP; *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (50); S. 204-213
- [Jai-91] Jain, S.; Yang, D.C.H. (1991): Effects of feedrate and chisel edge on delamination in composites drilling; in: *Processing and manufacturing of composite materials*, *Proceedings of the Symposium, 112th ASME Winter Annual Meeting*; Atlanta, USA; S. 37-51
- [Jai-94] Jain, S.; Yang, D.C.H. (1994): Delamination-free drilling of composite laminates; *Journal of Engineering for Industry* (116); S. 475-481
- [Jan-03] Jansen, R. (2003): Bohren und Zirkularfräsen von Schichtverbunden aus Aluminium, CFK und Titanlegierungen; Dissertation; Universität Bremen
- [Jan-06a] Janardhan, P.; Sheikh-Ahmad, J.; Cheraghi, H. (2006): Edge trimming of CFRP with diamond interlocking tools; in: *Proceedings of Aerospace Manufacturing and Automated Fastening Conference 2006*; Toulouse, Frankreich

- [Jan-06b] Jansen, I.; Böhme, R. (2005): Laservorbehandlung von faserverstärkten Kunststoffen vor dem Kleben; in: Blasek, G.: Europäische Forschungsgesellschaft Dünne Schichten e.V. -EFDS-: Tagungsband Workshop Vorbehandlung von Kunststoffen vor dem Beschichten, Bedrucken und Bekleben; Frankfurt a.M., Deutschland
- [Jin-08] Jin, Z.J.; Bao, Y.J.; Gao, H. (2008): Disfigurement formation and control in drilling carbon fibre reinforced composites; *International Journal of Materials and Product Technology* (31); S. 46-53
- [Jiv-08] Jivishov, V. (2008): Mikrogeometrische Einflüsse beim Weich- und Hartspanen; Dissertation; Leibniz Universität Hannover
- [Kah-08] Kahnis, P. (2008): Analyse von Größeneinflüssen bei einer Herabskalierung des Fräsprozesses in den Mikrobereich; Dissertation; Technische Universität Dortmund
- [Kal-08] Kalla, D. (2008): Committee neural network force prediction model in milling fiber reinforced polymers; Dissertation; Wichita State University, USA
- [Kal-10] Kalla, D.; Sheikh-Ahmad, J.; Twomey, J. (2010): Prediction of cutting forces in helical end milling fiber reinforced polymers; *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (50); S. 882-891
- [Kar-06] Karpinski, A.; Wantuch, E. (2006): The delamination problem of the glass fibre reinforced composites during the abrasive water jet cutting; in: Longman, P.: Proceedings from 18th International Conference on Water Jetting; BHR Group; ISBN 1-855-98081-9; S. 167-179
- [Kha-04] Khashaba, U.A. (2004): Delamination in drilling GFR-thermoset composites; *Composite Structures* (63); S. 313-327
- [Kha-07] Khashaba, U.A.; Seif, M.A.; Elhamid, M.A. (2007): Drilling analysis of chopped composites; *Composites A* (38); S. 61-70
- [Kha-10a] Khashaba, U.A.; El-Sonbaty, I.A.; Selmy, A.I.; Megahed, A.A. (2010): Machinability analysis in drilling woven GFR/epoxy composites: Part I – Effect of machining parameters; *Composites A* (41); S. 391-400
- [Kha-10b] Khashaba, U.A.; El-Sonbaty, I.A.; Selmy, A.I.; Megahed, A.A. (2010): Machinability analysis in drilling woven GFR/epoxy composites: Part II – Effect of drill wear; *Composites A* (41); S. 1130-1137
- [Kie-52] Kienzle, O.; Victor, H. (1952): Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugmaschinen; *VDI-Z* (94); S. 299-305
- [Kie-54] Kienzle, O.; Victor, H. (1954): Einfluss der Wärmebehandlung von Stählen auf die Hauptschnittkraft beim Drehen; *Stahl und Eisen* (74); S. 530-551
- [Kie-98] Kieninger, A.; Kölker, W. (1998): Fräsen von Kunststoffen im Modell- und Designbau; *VDI-Z Special*; Heft 6/1998; S. 42-44
- [Kli-82] Kline, W.A.; Devor, R.E.; Shareef, L.A. (1982): Prediction of surface accuracy in end milling; *Journal of Engineering for Industry* (101); S. 272-278

- [Klo-99] Klocke, F.; König, W.; Rummenhöller, S.; Würtz, C. (1999): Milling of advanced composites; in: Jahanmir, S.; Ramulu, M.; Koshy, P.: Machining of Ceramics and Composites; 1st edition; Marcel Dekker Inc., New York; ISBN 978-0-824-70178-9; S. 249-265
- [Klo-08] Klocke, F.; König, W. (2008): Fertigungsverfahren 1; 8. Auflage; Springer-Verlag; Berlin Heidelberg New York; ISBN 978-3-540-23458-6
- [Koc-07] Koch, T.; Garbrecht, M.; Walter, A.; Brinksmeier, E. (2007): Einfluss verschiedener Minimalmengen-Schmierstoffe auf die Bohrungsqualität beim Bohren von CFK-Aluminium-Schicht-Verbunden; HTM Journal of Heat Treatment and Materials (62); S. 204-209
- [Köh-10] Köhler, J. (2010): Berechnung der Zerspankräfte bei variierenden Spanungsquerschnittsformen; Dissertation; Leibniz Universität Hannover
- [Kön-85] König, W.; Wulf, C.; Graß, P.; Willerscheid, H. (1985): Machining of fibre reinforced plastics; in: Annals of the CIRP (34/2); S. 537-548
- [Kön-86] König, W.; Graß, P. (1986): Bohr- und Fräswerkzeuge für faserverstärkte Kunststoffe; VDI-Z (128); Heft 3/1986; S. 71-75
- [Kön-87] König, W.; Schmelzer, M. (1987): Schneiden mit feststoffbeladenen Wasserstrahlen - ein leistungsfähiges Bearbeitungsverfahren für faserverstärkte Kunststoffe; Industrie Anzeiger (109); Heft 91/1987; S. 70-71
- [Kön-89] König, W.; Graß, P. (1989): Quality definition and assessment in drilling of fibre reinforced thermosets; Annals of the CIRP (38); S. 119-124
- [Kön-91] König, W.; Rummenhöller, S. (1991): Spanende Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe; Technica (40); Heft 10; S. 75-81
- [Kön-92] König, W. (1992): Grundlagen zur Bearbeitung von Verbundwerkstoffen und Werkstoffverbunden; VDI Berichte Nr. 965.2; S. 1-15
- [Kot-08] Kotschenreuther, J. (2008): Empirische Erweiterung von Modellen der Makrozerspannung auf den Bereich der Mikrozerspannung; Dissertation; Universität Karlsruhe (TH)
- [Kop-83] Koplev, A.; Lystrup, A.; Vorm, T. (1983): The cutting process, chips, and cutting forces in machining CFRP; Composites (14); S. 371-376
- [Kri-08] Krishnaraj, V.; Vijayarangan, S.; Davim, J.P. (2008): An experimental and statistical study on the effect of drill geometries on force and hole quality in drilling of glass fibre reinforced plastic; International Journal of Materials and Product Technology (32); S. 264-275
- [Kro-27] Kronenberg, M. (1927): Grundzüge der Zerspanungslehre – Eine Einführung in die Theorie der spanabhebenden Formung und Anwendung in der Praxis; Springer Verlag; Berlin
- [Lan-08] Langella, A.; Durante, M. (2008): Comparison of tensile strength of composite material elements with drilled and molded-in holes; Applied Composite Materials (15); S. 227-239

- [Lau-90] Lau, W.S.; Wang, M.; Lee, W.B. (1990): Electrical discharge machining of carbon fibre composite materials; *International Journal of Machine Tools and Manufacture* (30); S. 297-308
- [Lau-91] Lau, W.S.; Lee, W.B. (1991): A comparison between EDM wire-cut and laser cutting of carbon fiber composite materials; *Materials and Manufacturing Processes* (6); S. 331-342
- [Lau-95] Lau, W.S.; Yue, T.M.; Lee, T.C.; Lee, W.B. (1995): Un-conventional machining of composite materials; *Journal of Materials Processing Technology* (48); S. 199-205
- [Lee-98] Lee, J.H.; Kim, D.E.; Lee, S. J. (1998): Statistical analysis of cutting force ratios for flank-wear monitoring; *Journal of Materials Processing Technology* (74); S. 104-114
- [Li-01] Li, H.Z.; Liu, K.; Li, X.P. (2001): A new method for determining the undeformed chip thickness in milling; *Journal of Materials Processing Technology* (113); S. 378-384
- [Lin-99] Lin, S.C.; Shen, J.M. (1999): Drilling unidirectional glass fiber-reinforced composite materials at high speed; *Journal of Composite Materials* (33); S. 827-851
- [Man-96] Man, H.C.; Li, M.; Yue, T.M. (1996): Surface treatment of thermoplastic composites with an excimer laser; *International Journal of Adhesion & Adhesives* (18); S. 151-157
- [Mar-41] Martellotti, M.E. (1941): An Analysis of the Milling Process; *Transactions of the ASME* (63); S. 677-700
- [Mar-45] Martellotti, M.E. (1945): An Analysis of the Milling Process, Part II-Down Milling; *Transactions of the ASME* (67); S. 233-251
- [Mar-09] Marques, A.T.; Durão, L.M.; Magalhães, A.G.; Silva, J.F.; Tavares, J.M.R.S. (2009): Delamination analysis of carbon fibre reinforced laminates: Evaluation of a special step drill; *Composites Science and Technology* (69); S. 2376-2382
- [Mat-99a] Mathew, J.; Ramakrishnan, N.; Naik, N.K. (1999): Trepanning on unidirectional composites: delamination studies; *Composites A* (30); S. 951-959
- [Mat-99b] Mathew, J.; Goswami, G.L.; Ramakrishnan, N.; Naik, N.K. (1999): Parametric studies on pulsed Nd:YAG laser cutting of carbon fibre reinforced plastic composites; *Journal of Materials Processing Technology* (89-90); S. 198-203
- [May-03a] Mayer, M.; Kempmann, C.; Weinert, K. (2003): Ein Problemfall für Bohrwerkzeuge, Teil 1; *Technica*; Heft 18/2003; S. 14-17
- [May-03b] Mayer, M.; Kempmann, C.; Weinert, K. (2003): Ein Problemfall für Bohrwerkzeuge, Teil 2; *Technica*; Heft 18/2003; S. 10-13

- [Mey-05] Meyer, L. W.; Halle, T.; Herzig, N. (2005): Determination of special material behaviour and development of constitutive equations for numerical simulations of high speed cutting processes; in: Proceedings of the 8th International Workshop on Modeling of Machining Operations; S. 131-138; ISBN 3-937524-24-X, Chemnitz, Deutschland
- [Mka-08] Mkaddem, A.; Demirci, I.; El Mansori, M. (2008): A micro–macro combined approach using FEM for modelling of machining of FRP composites: Cutting forces analysis; Composites Science and Technology (68); S. 3123-3127
- [Moh-07] Mohan, N.S.; Kulkarni, S.M.; Ramachandra, A. (2007): Delamination analysis in drilling process of glass fiber reinforced plastic (GFRP) composite materials; Journal of Materials Processing Technology (186); S. 265-271
- [Mur-02] Murphy, C.; Byrne, G.; Gilchrist, M.D. (2002): The performance of coated tungsten carbide drills when machining carbon fibre-reinforced epoxy composite materials; Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers B (216); S. 143-152
- [Nay-05a] Nayak, D.; Bhatnagar, N.; Mahajan, P. (2005): Machining studies of uni-directional glass fiber reinforced plastic (UD-GFRP) composites part 1: effect of geometrical and process parameters; Machining Science and Technology (9); S. 481-501
- [Nay-05b] Nayak, D.; Bhatnagar, N.; Mahajan, P. (2005): Machining Studies of UD-FRP Composites Part - II: Finite Element Analysis; Machining Science and Technology (9); S. 503-528
- [Ons-11] N.N. (2011): Homepage der Firma Onsrud LMT (13.01.2011); <http://www.onsrud.com>
- [Pao-96] Di Paolo, G.; Kapoor, S.G.; DeVor, R.E. (1996): An experimental investigation of the crack growth phenomenon for drilling of fiber-reinforced composite materials; Journal of Engineering for Industry (118); S. 104-110
- [Par-95] Park, K.Y.; Choi, J.H.; Lee, D.G. (1995): Delamination-free and high efficiency drilling of carbon fiber reinforced plastics; Journal of Composite Materials (29); S. 1988-2002
- [Par-07] Park, Y.B.; Kim, D.; Wan, Y.; Cook, Y.; Zhang, C. (2007): Micro electro discharge machining of polymer/carbon nanotube composites; in: Proceedings of the SAMPE '07 Symposium and Exhibition; Baltimore, USA
- [Per-97a] Persson, E.; Eriksson, I.; Zackrisson, L. (1997): Effects of hole machining defects on strength and fatigue life of composite laminates; Composites A (28); S. 141-151
- [Per-97b] Persson, E.; Eriksson, I.; Hammersberg, P. (1997): Propagation of hole machining defects in pin-loaded composite laminates; Journal of Composite Materials (31), S. 383-408
- [Rah-99] Rahman, M.; Ramakrishna, S.; Thoo, H.C. (1999): Machinability study of carbon/peek composites; Machining Science and Technology (3); S. 49-59

- [Ram-04a] Ramkumar, J.; Aravindan, S.; Malhotra, S.K.; Krishnamurthy, R. (2004): An enhancement of the machining performance of GFRP by oscillatory assisted drilling; *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (23); S. 240-244
- [Ram-04b] Ramkumar, J.; Malhotra, S.K.; Krishnamurthy, R. (2004): Effect of workpiece vibration on drilling of GFRP laminates; *Journal of Materials Processing Technology* (152); S. 329-332
- [Ram-07] Ramulu, M.; Hashish, M.; Kunaporn, S.; Posinasetti, P. (2007): Abrasive waterjet machining of aerospace materials; *Proceedings of the 33rd International SAMPE Technical Conference*; S. 1340-1354; Seattle, USA
- [Rei-89] Reinhardt, H.; Lützkendorf, D. (1989): Bohrungsbearbeitung durch Zirkularfräsen; *Fertigungstechnik und Betrieb* (39); S. 650-653
- [Rum-92] Rummenhüller, S. (1992): Werkstoffangepaßte Bearbeitung von Faserverbund-Kunststoffen; *VDI Berichte Nr. 965.2*; S. 17-30
- [Sad-94] Sadat, A.B. (1994): Preventing delamination when drilling graphite/epoxy composite, PD-Vol. 64-2, *Engineering Systems Design and Analysis* (2); S. 9-18
- [Sai-08] Sai, L.; Bouzid, W.; Zghal, A. (2008): Chip thickness analysis for different tool motions for adaptive feed rate; *Journal of Materials Processing Technology* (204); S. 213-220
- [San-09] N.N. (2009): Revolutionärer Bohrer für Kompositwerkstoffe in Luft- und Raumfahrt; in: *Maschine+Werkzeug*, online (1.12.2009), <http://www.maschinewerkzeug.de/index.cfm?pid=1418&pk=88177>
- [San-10] Santiuste, C.; Soldani, X.; Miguélez, M.H. (2010): Machining FEM model of long fiber composites for aeronautical components; *Composite Structures* (92); S. 691-698
- [Sar-08] Sarma, P.M.M.S.; Karunamoorthy, L.; Palanikumar, K. (2008): Modeling and analysis of cutting force in turning of GFRP composites by CBN tools; *Journal of Reinforced Plastics and Composites* (27); S. 711-723
- [Schu-09] Schulze, V.; Becke, C. (2009): Taumelfräsen zur schädigungsarmen Bohrbearbeitung von Kompositwerkstoffen; *ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* (104); Heft 6/2009; S. 473-477
- [Schu-11] Schulze, V.; Becke, C.; Weidenmann, K.; Dietrich, S. (2011): Machining Strategies for Hole Making in Composites with Minimal Workpiece Damage by Directing the Process Forces Inwards; *Journal of Materials Processing Technology* (211); S. 329-338
- [Sha-08] Shanmugam, D.K.; Nguyen, T.; Wang, J. (2008): A study of delamination on graphite/epoxy composites in abrasive waterjet machining; *Composites A* (39); S. 923–929

- [Shi-04] Shi, J.; Liu, R. (2004): The Influence of Material Models on Finite Element Simulation of Machining; Journal of Manufacturing Science and Engineering (126); S. 849-857
- [Sid-08] Siddiqui, T.U.; Shukla, M.; Tambe, P.B. (2008): Minimisation of surface roughness in abrasive water jet cutting of transport aircraft glass fibre composite components; Proceedings of the 19th International Conference on Water Jetting; S. 323-335; Nottingham, UK
- [Sin-06] Singh, I.; Bhatnagar, N. (2006): Drilling of uni-directional glass fiber reinforced plastic (UD-GFRP); International Journal of Advanced Manufacturing Technology (27); S. 870-876
- [Son-04] El-Sonbaty, I.; Kashaba, U.A.; Machaly, T. (2004): Factors affecting the machinability of GFR/epoxy composites Composite Structures (63); S. 329-338
- [Sur-06] Surmann, T. (2006): Geometrisch-physikalische Simulation der Prozessdynamik für das fünfachsiges Fräsen von Freiformflächen; Dissertation; Universität Dortmund
- [Sri-08] Srinivasa Rao, B.; Rudramoorthy, R.; Srinivas, S.; Nageswara Rao, B. (2008): Effect of drilling induced damage on notched tensile and pin bearing strengths of woven GFR-epoxy composites; Materials Science and Engineering A (472); S. 347-352
- [Tet-04] Teti, R. (2004): Advanced polymer matrix composites machinability and machining applications; Tagungsband 4. Chemnitzer Produktionstechnisches Kolloquium CPK; S. 199-232
- [Tri-05] Trieb, A. (2005): Wasserstrahlschneiden - Stand der Technik und innovative Anwendungen, Schweißen im Anlagen- und Behälterbau; DVS-Berichte (235); DVS-Verlag; Düsseldorf; S. 45-49
- [Tsa-03] Tsao, C.C.; Hocheng, H. (2003): The effect of chisel length and associated pilot hole on delamination when drilling composite materials; International Journal of Machine Tools & Manufacture (43); S. 1087-1092
- [Tsa-04] Tsao, C.C.; Hocheng, H. (2004): Taguchi analysis of delamination associated with various drill bits in drilling of composite material; International Journal of Machine Tools & Manufacture (44); S. 1085-1090
- [Tsa-05a] Tsao, C.C.; Hocheng, H. (2005): Effect of eccentricity of twist drill and candle stick drill on delamination in drilling composite materials; International Journal of Machine Tools & Manufacture (45); S. 125-130
- [Tsa-05b] Tsao, C.C.; Hocheng, H. (2005): Computerized tomography and C-Scan for measuring delamination in the drilling of composite materials using various drills; International Journal of Machine Tools & Manufacture (45); S. 1282-1287

- [Tsa-05c] Tsao, C.C.; Hocheng, H. (2005): Effects of exit back-up on delamination in drilling composite materials using a saw drill and a core drill; *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (45); S. 1261-1270
- [Tsa-07] Tsao, C.C. (2007): Effect of deviation on delamination by saw drill; *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (47); S. 1132-1138
- [Tsa-08a] Tsao, C.C.; Hocheng, H. (2008): Analysis of delamination in drilling composite materials by core-saw drill; *International Journal of Materials and Product Technology* (32); S. 188-201
- [Tsa-08b] Tsao, C.C. (2008): Experimental study of drilling composite materials with step-core drill; *Materials and Design* (29); S. 1740-1744
- [Ull-91] Ullmann, F. (1991): Bearbeitbarkeit faserverstärkter Kunststoffe; *Frankfurter Kunststoff Symposium, Faserverstärkte Polymerverbund-Werkstoffe im Großserien- und Kleinteilebereich*; in: *Schriftenreihe Praxis-Forum, Fachbroschüre Kunststofftechnik* (08/91); S. 78-93; Frankfurt a.M., Deutschland
- [Ung-08] Ungemach, E.; Surman, T.; Zabel, A. (2008): Dynamics and Temperature Simulation in Multi-Axis Milling; *Advanced Materials Research* (43); S. 89-96
- [Ven-07a] Venu Gopala Rao, G.; Mahajan, P.; Bhatnagar, N. (2007): Micro-mechanical modeling of machining of FRP composites – Cutting force analysis; *Composites Science and Technology* (67); S. 579-593
- [Ven-07b] Venu Gopala Rao, G.; Mahajan, P. ; Bhatnagar, N. (2007): Machining of UD-GFRP composites chip formation mechanism; *Composites Science and Technology* (67); S. 2271-2281
- [Ven-09] Venu Gopala Rao, G.; Mahajan, P.; Bhatnagar, N. (2009): Machining of UD-GFRP composites; in: *Proceedings of the PFAM XVII, International Symposium on Processing and Fabrication of Advanced Materials* (2); S. 615-626; Sendai, Japan
- [Vic-56] Victor, H. (1956): Beitrag zur Kenntnis der Schnittkräfte beim Drehen, Hobeln und Bohren; *Dissertation*; Technische Hochschule Hannover
- [Wac-08] Wack, P. (2008): Bohren von CFK-Werkstoffen unter Einsatz einer Minimalmengenschmierung; in: *Tagungsband Tribologie-Fachtagung 2008*; S. 45/1-45/10; Göttingen, Deutschland
- [Wan-95a] Wang, D.H.; Ramulu, M.; Arola, D. (1995): Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. Part I: Unidirectional laminate; *International Journal of Machine Tools and Manufacture* (35); S. 1623-1638
- [Wan-95b] Wang, D.H.; Ramulu, M.; Arola, D. (1995): Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. Part II: Multi-directional laminate; *International Journal of Machine Tools and Manufacture* (35); S. 1639-1648
- [Wan-03] Wang, X.M.; Zhang, L.C. (2003): An experimental investigation into the orthogonal cutting of unidirectional fibre reinforced plastics; *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (43); S. 1015-1022

- [Wan-04] Wang, X.; Wang, L.J.; Tao, J.P. (2004): Investigation on thrust in vibration drilling of fiber-reinforced plastics; *Journal of Materials Processing Technology* (148); S. 239-244
- [Wei-02a] Weinert, K.; Kempmann, C.; Lange, M. (2002): Bearbeitung von Werkstoffverbunden und Verbundwerkstoffen; in: Begleitband zum Seminar Perspektiven der Zerspantechnik; ISBN 3-926690-10-1; S. 257-273
- [Wei-02b] Weinert, K.; Kempmann, C. (2002): Bohrbearbeitung von textilverstärkten Polymerwerkstoffen; in: Tagungsband zum 5. Werkstofftechnischen Kolloquium; S. 57-64; Chemnitz, Deutschland
- [Wei-03] Weinert, K.; Damm, P.; Surmann, T.; Krüger, K. (2003): Prediction of Process Forces in 5-Axis Milling Processes - A neural network based simulation approach; *Production Engineering* (10/1); S. 141-144
- [Wei-04] Weinert, K.; Kempmann, C. (2004): Cutting temperatures and their effects on the machining behaviour in drilling reinforced plastic composites; *Advanced Engineering Materials* (6); S. 684-689
- [Wei-05] Weinert, K.; Kempmann, C. (2005): Bohren oder Fräsen – das ist hier die Frage; *Technica* (54); Heft 5; S. 16-19
- [Wei-10] Wei, Z.C.; Wang, M.J.; Ma, R.G.; Wang, L. (2010): Modeling of process geometry in peripheral milling of curved surfaces; *Journal of Materials Processing Technology* 210, 2010, S. 799-806
- [Won-02] Won, M.S.; Dharan, C.K.H. (2002): Chisel edge and pilot hole effects in drilling composite laminates; *Journal of Manufacturing Science and Engineering* (124); S. 242-247
- [Wye-10] Wyen, C.F.; Wegener, K. (2010): Influence of cutting edge radius on cutting forces in machining titanium; *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (59); S. 93-96
- [Yag-06] Yagishita, H. (2006): Cutting mechanism of drilling CFRP laminates and effect of ultrasonic torsional mode vibration cutting; *Transactions of NAMRI/SME*, (34); S. 213-220
- [Yag-07] Yagishita, H. (2007): Comparing drilling and circular milling for hole making in carbon fiber reinforced plastic (CFRP) laminates; *Transactions of NAMRI/SME* (35); S. 153-160
- [Zab-05] Zabel, A.; Stautner, M. (2005): Einsatzfelder der mehrachsigen Frässimulation; *wt Werkstattstechnik online* (95); Heft 1-2; S. 56-61
- [Zha-01] Zhang, L.B.; Wang, L.J.; Liu, X.Y.; Zhao, H.W.; Wang, X.; Luo, H.Y. (2001): Mechanical model for predicting thrust and torque in vibration drilling fibre-reinforced composite materials; *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (41); S. 641-657

Anhang

A. Weitere Ergebnisse Bohrungsbearbeitung

A.1. Einachsige Bearbeitung

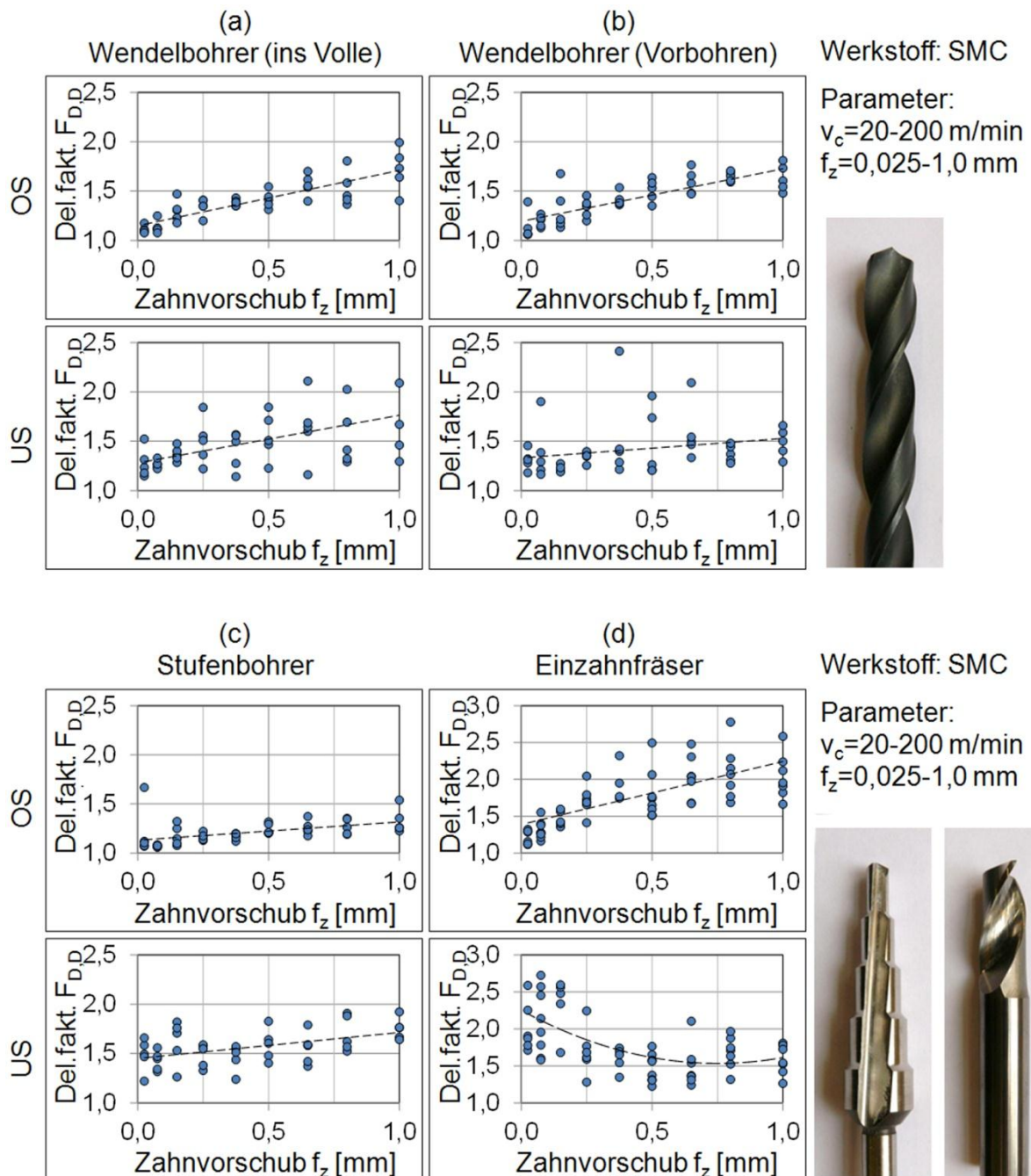


Abbildung A-1: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,D}$ an SMC bei Verwendung von Wendelbohrer ohne (a) und mit Vorbohrung (b), Stufenbohrer (c) und Einzahnfräser (d) über Zahnvorschub f_z

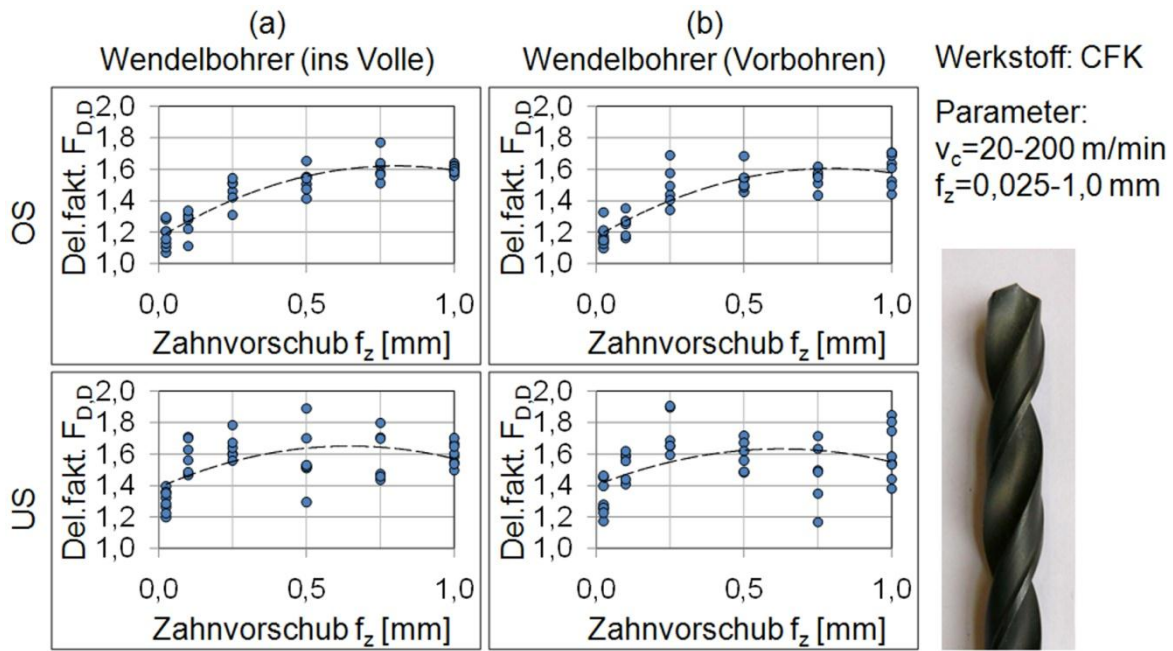


Abbildung A-2: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,D}$ an CFK bei Verwendung von Wendelbohrer ohne (a) und mit Vorbohrung (b) über Zahnvorschub f_z

A.2. Dreiachsigen Bohrungsbearbeitung

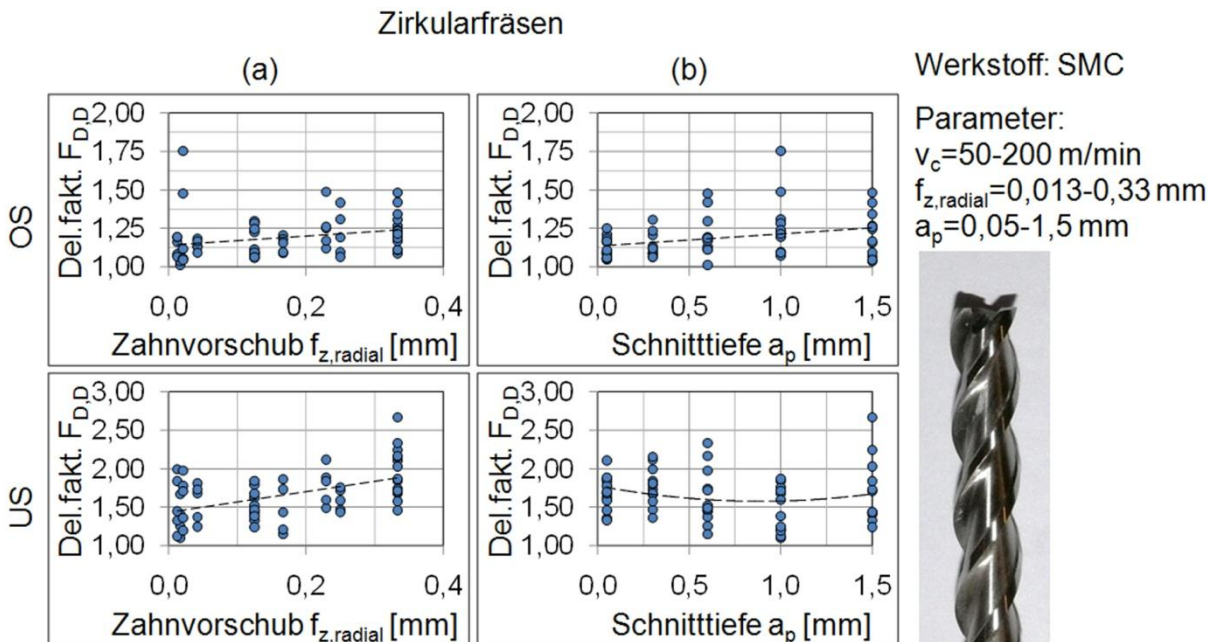


Abbildung A-3: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,D}$ an SMC beim Zirkularfräsen über Vorschub $f_{z,radial}$ (a) und Schnitttiefe a_p (b)

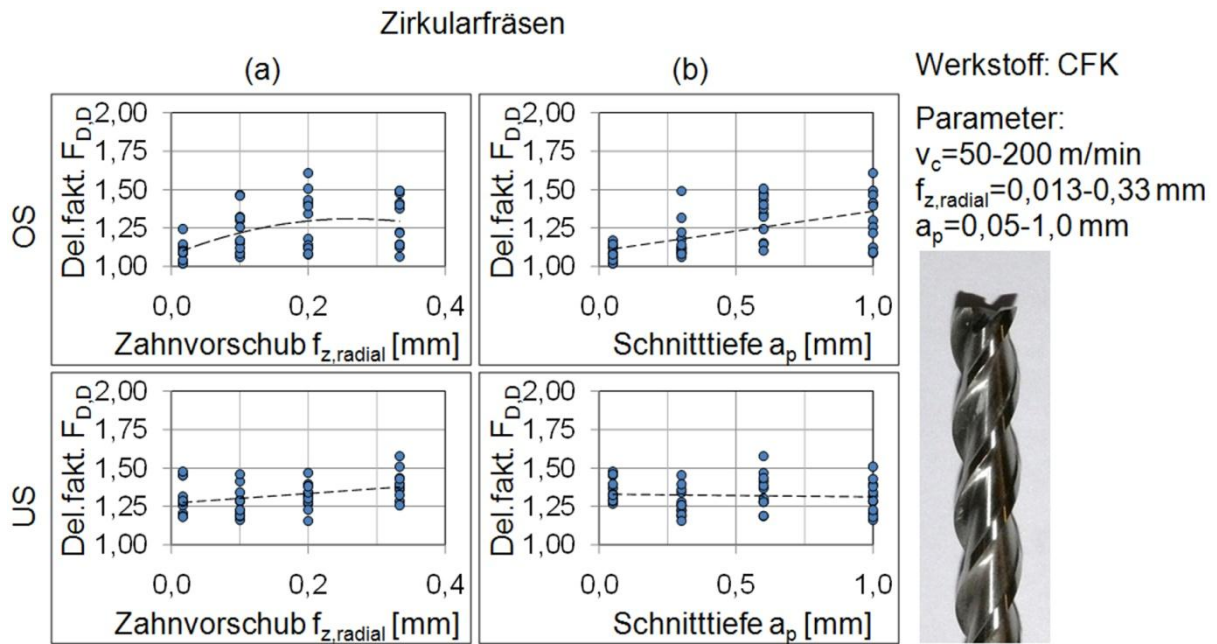


Abbildung A-4: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,D}$ an CFK beim Zirkularfräsen über Vorschub $f_{z,radial}$ (a) und Schnitttiefe a_p (b)

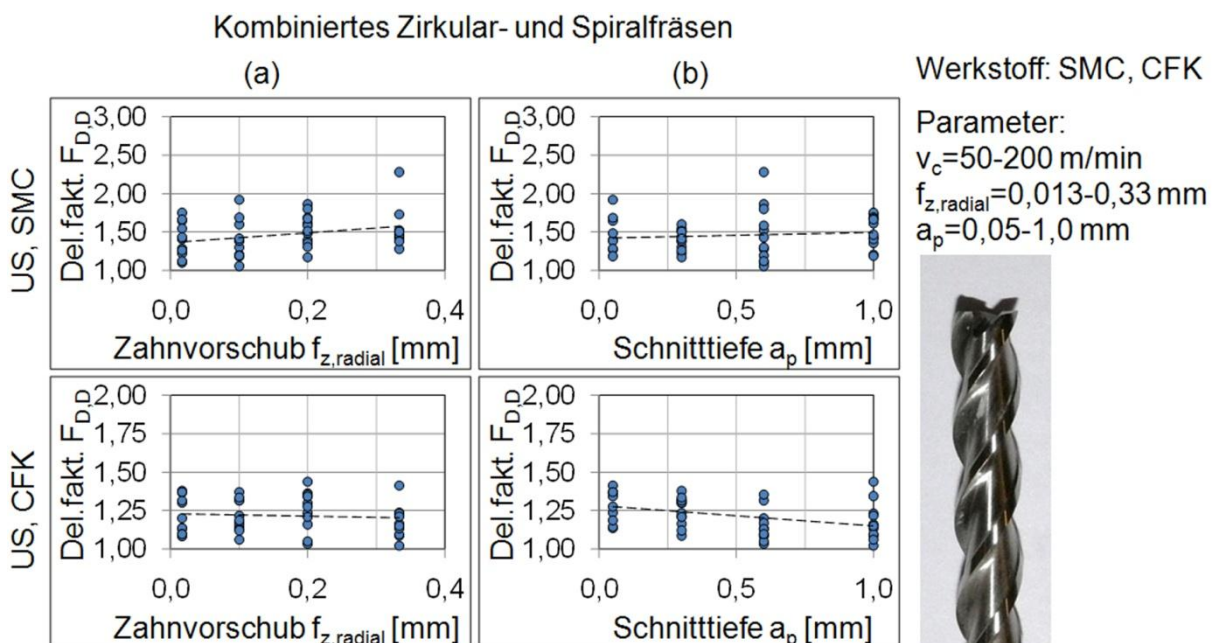


Abbildung A-5: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,D}$ an SMC und CFK beim kombinierten Zirkular- und Spiralfräsen über Vorschub $f_{z,radial}$ (a) und Schnitttiefe a_p (b)

A.3. F nfachsiges Taumelfräsen

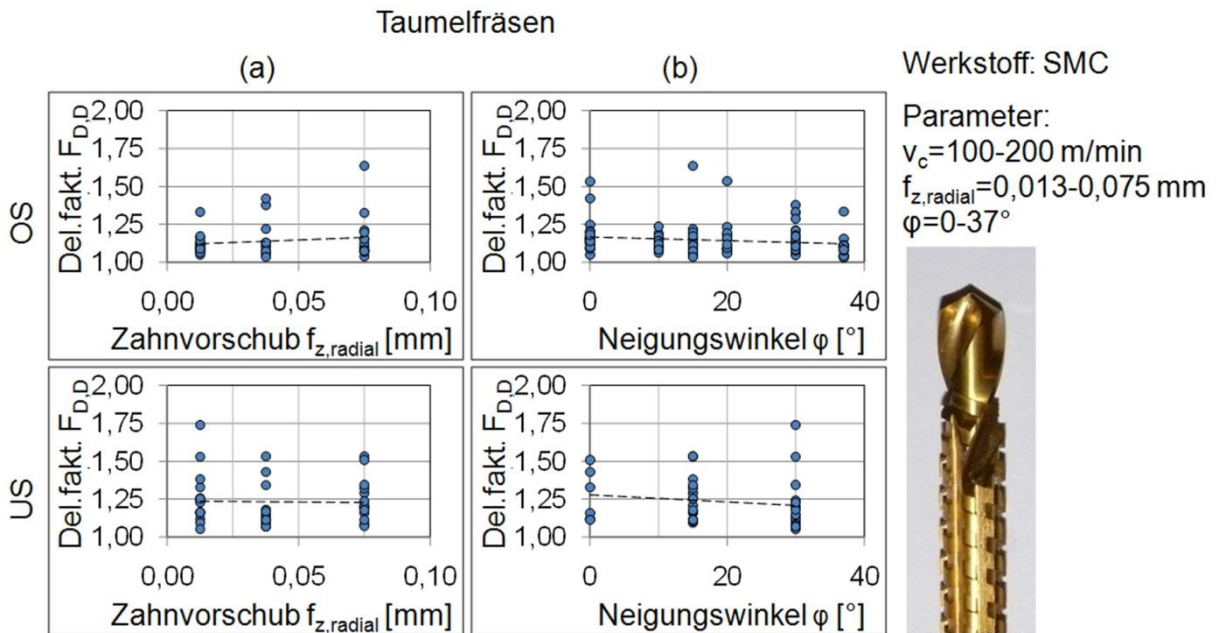


Abbildung A-6: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,D}$ an SMC beim Taumelfräsen über Vorschub $f_{z,radial}$ beim Fertigfräsen (a) und Werkzeugneigungswinkel beim Taumeln φ (b)

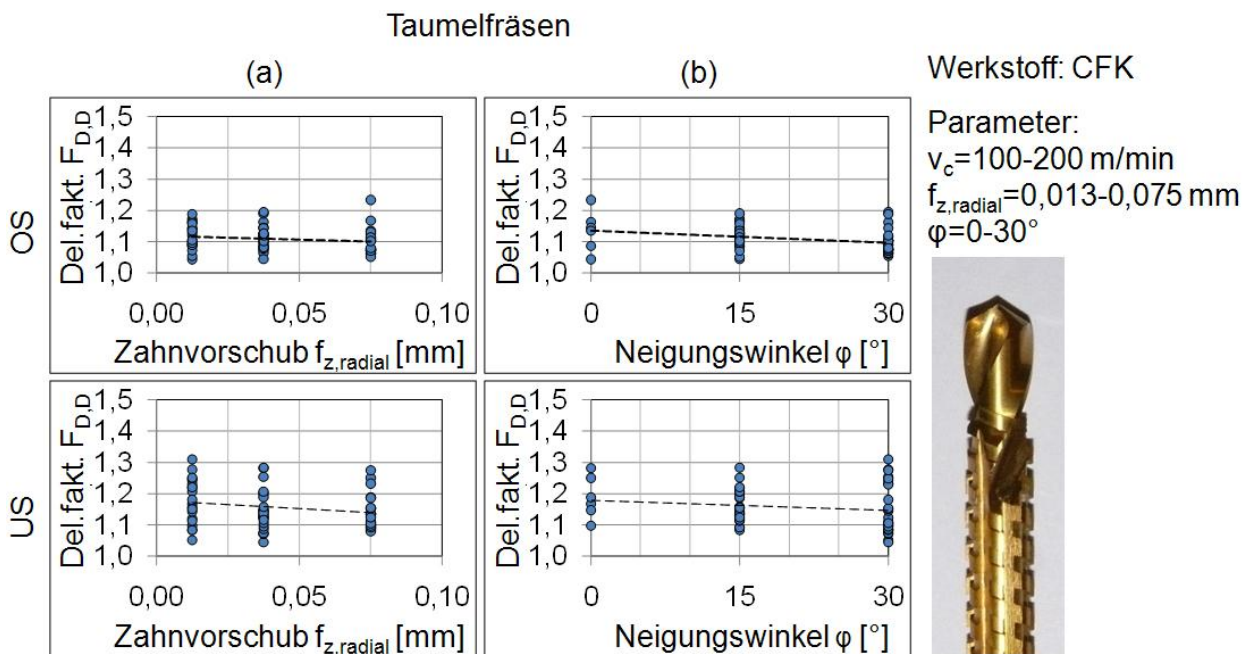
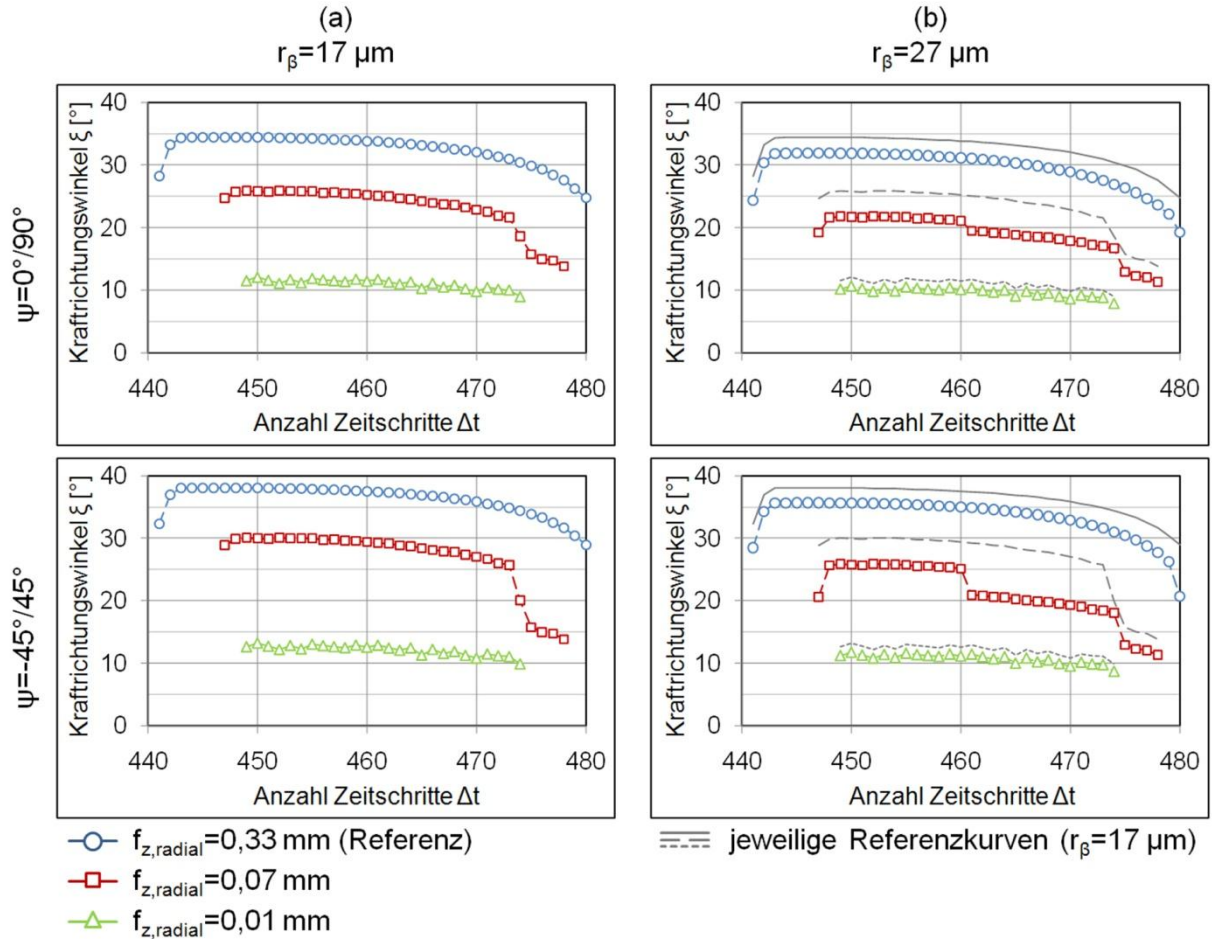


Abbildung A-7: Bearbeitungsinduzierte Werkstückschädigung $F_{D,D}$ an CFK beim Taumelfräsen über Vorschub $f_{z,radial}$ beim Fertigfräsen (a) und Werkzeugneigungswinkel beim Taumeln φ (b)

B. Weitere Ergebnisse der Simulationsrechnungen

B.1. Kombiniertes Zirkular- und Spiralfräsen (CFK)



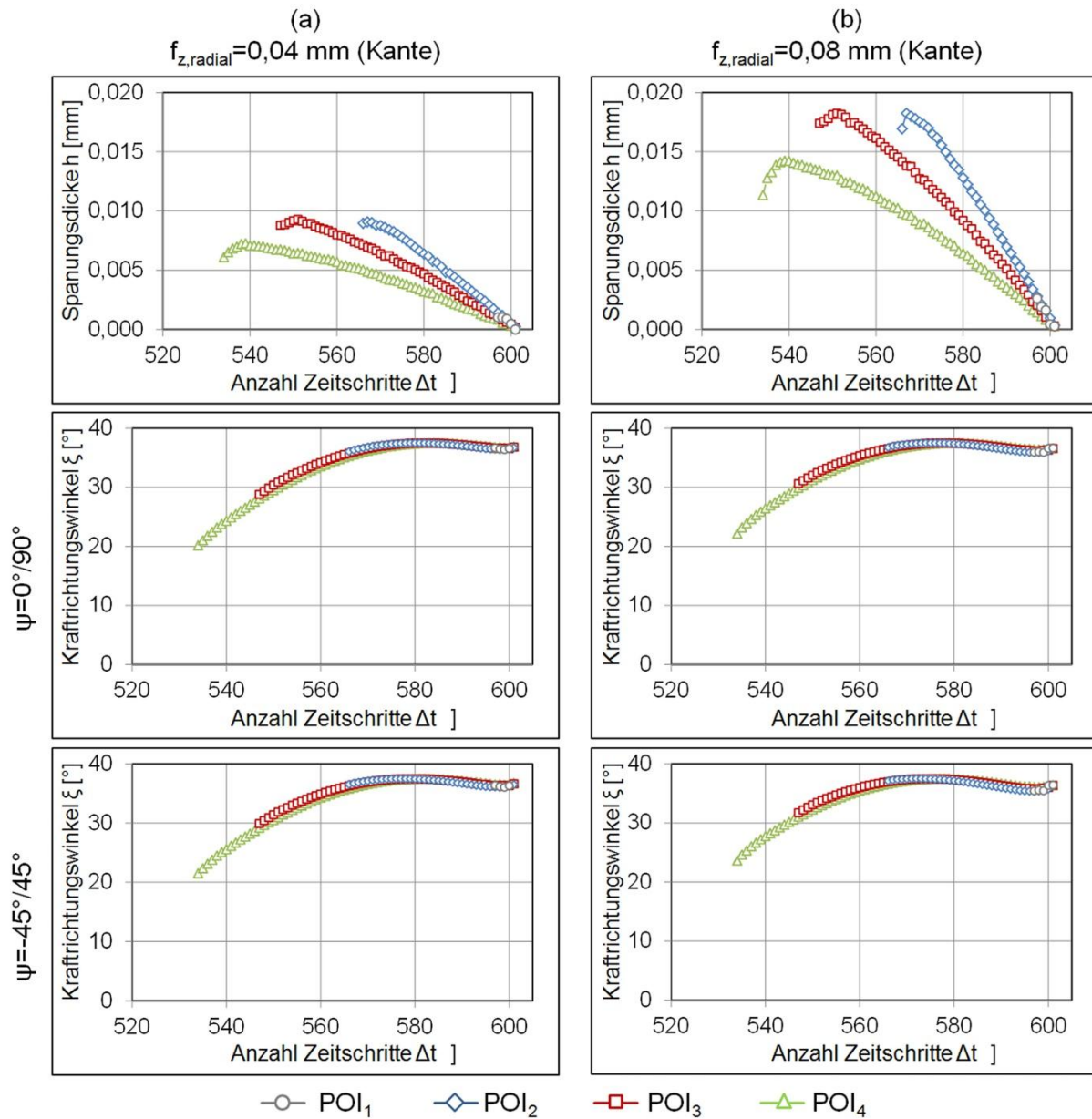
$d_{\text{Loch}}=12 \text{ mm}$, $v_c=100 \text{ m/min}$, $d_{\text{WZ}}=8 \text{ mm}$, $\lambda=40^\circ$

ES=0,01 mm / 0,001 mm, $\Delta t=0,0001 \text{ s}$

Werkstoff: CFK

Abbildung B-1: Effektiver Krafrichtungswinkel ξ beim kombinierten Zirkular- und Spiralfräsen unter Variation von Vorschub $f_{z,\text{radial}}$, Schneidkantenradius r_β und Faserorientierungswinkel ψ bei der Bearbeitung von CFK

B.2. Taumelfräsen (CFK)



$d_{Loch} = 12$ mm, $f_{z,radial} = 0,04-0,08$ mm (Kante), $\varphi = 37,5^\circ$,
 $v_c = 100$ m/min, $d_{WZ} = 8$ mm, $\lambda = 0^\circ$, $r_\beta = 23$ μ m

ES = 0,005 mm, $\Delta t = 0,00005$ s
 Werkstoff: CFK

Abbildung B-2: Effektiver Krafrichtungswinkel ξ beim Taumelfräsen unter Variation von Vorschub $f_{z,radial}$, Position am Werkstück (POIs vgl. Abbildung 8-14) und Faserorientierungswinkel ψ bei der Bearbeitung von CFK

Lebenslauf

Persönliches

Name: Chris Becke
Geburtsdatum: 23. August 1978
Geburtsort: Leinefelde
Eltern: Irina und Theo Becke
Familienstand: verheiratet, eine Tochter

Ausbildung

1985-1990 Grundschole, Berlin
1990-1991 Gymnasium, Büren
1991-1998 Gymnasium, Bensberg
1999-2001 Berufsausbildung zum Industriemechaniker, Fachrichtung
Produktionstechnik, Ford-Werke AG, Köln
09/2003-12/2003 Praktikum bei Cummins Inc., Columbus, IN, USA
10/2001-12/2006 Studium des Allgemeinen Maschinenbaus,
Universität Karlsruhe (TH)

Wehrdienst

1998-1999 Grundwehrdienst, 3./Stabs- und Fernmeldebataillon 5,
Lahnstein

Berufstätigkeit

07/2001-08/2001 Facharbeiter Endmontage, Ford-Werke-AG, Köln
01/2007-10/2011 Akademischer Mitarbeiter am wbk Institut für
Produktionstechnik,
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)