

Zerspankraftmodellierung und Prozessgrenzen der Umrissbearbeitung von FKV-Bauteilen mit scheibenförmigen Werkzeugen

**Vom Promotionsausschuss der
Technischen Universität Hamburg**
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von
Lars Stephan Köttner

aus
Dachau

2025

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze
2. Gutachter: Univ. Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Friedrich Bleicher

Tag der mündlichen Prüfung: 11. Dezember 2024

Wissen schafft Innovation

Herausgeber:

Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze

Prof. Dr.-Ing. habil. Hermann Lödding

Prof. Dr.-Ing. Jan Hendrik Dege

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

Anschrift:

Technische Universität Hamburg

Institut für Produktionsmanagement und -technik

Denickestraße 17

21073 Hamburg

Band 57:

Lars Stephan Köttner

Zerspankraftmodellierung und Prozessgrenzen der Umrissbearbeitung
von FKV-Bauteilen mit scheibenförmigen Werkzeugen

1. Auflage

Hamburg 2025

ISSN der Schriftenreihe: 1613-8244

DOI dieser Arbeit: <https://doi.org/10.15480/882.14285>

ORCID des Autors: <https://orcid.org/0000-0002-7452-7919>

Copyright Lars Stephan Köttner 2025

ZUSAMMENFASSUNG

Die Fertigung definierter Bauteilkonturen mittels spanender Umrissbearbeitung ist ein wichtiger Schritt bei der Herstellung von Schalenbauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund (FKV). Hierfür können neben dem Fräsen auch Verfahren mit scheibenförmigen Werkzeugen, wie das Trennschleifen und Sägen eingesetzt werden. Mit dem *Curved Circular Cutting* (CCC) steht zudem ein neuartiges Verfahren zur Verfügung, welches die Bearbeitung gekrümmter Konturen mit entsprechenden Werkzeugen ermöglicht. Die genannten Zerspanverfahren sind für die FKV-Bearbeitung bisher jedoch kaum untersucht. Daher fehlt es für die Prozessauslegung und -optimierung an geeigneten Simulationsmodellen und der Kenntnis der relevanten technologischen Prozessgrenzen.

Die vorliegende Arbeit adressiert diesen Bedarf und stellt ein mechanistisches Zerspankraftmodell zur Verfügung, welches für Zerspankraftsimulationen mit beliebigen scheibenförmigen Werkzeuggeometrien angewendet werden kann. Das Modell bezieht dabei erstmals schräge Schnittbedingungen mit räumlichen Trennvorgängen an den Fasern des FKV ein, die insbesondere bei Anwendung des CCC aufgrund komplexer Eingriffsbedingungen in der Kontaktzone auftreten können. Der resultierende Effekt auf das Trennverhalten des orthotropen Werkstoffs wird mittels Zerspanversuchen an unidirektionalem CFK systematisch untersucht, mathematisch abgebildet und in das Zerspankraftmodell eingebunden. Ergänzend werden die Ergebnisse umfangreicher experimenteller Untersuchungen genutzt, um technologische Prozessgrenzen des CCC zu identifizieren und auf dieser Basis Empfehlungen für die Anwendung abzuleiten.

ABSTRACT

Machining of defined part contours is an essential step in the production of fiber-reinforced plastic (FRP) shell components. Besides milling, processes with disk-shaped tools such as abrasive cutting and sawing can be used for this purpose. In addition, *Curved Circular Cutting* (CCC) is a novel technology that enables the machining of curved contours with these type of tools. To date, however, there has been comparatively little research into these FRP machining processes. This results in a lack of suitable simulation models and detailed knowledge of the relevant technological process limits with regard to process design and optimization.

This thesis addresses this need and provides a mechanistic cutting force model that can be used for cutting force simulations with arbitrary disk-shaped tool geometries. This model includes for the first time oblique cutting with spatial cutting phenomena at the fibers of the FRP, which can occur in the contact zone due to complex engagement conditions, especially when using the CCC technology. The resulting effect on the cutting behavior of the orthotropic material is systematically investigated by machining tests on unidirectional CFRP, mathematically modeled and integrated into the cutting force model. In addition, the results of comprehensive experimental investigations are used to identify the technological process limitations of CCC and to derive recommendations for the application.

VORWORT

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Produktionsmanagement und -technik (IPMT) der Technischen Universität Hamburg (TUHH). Ohne die Unterstützung und den Rückhalt zahlreicher Personen wäre dies nicht möglich gewesen, weshalb ich mich an dieser Stelle herzlich bedanken möchte.

Mein besonderer Dank gilt zunächst Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze, der mir die Forschung in einer tollen Arbeitsatmosphäre ermöglicht, mich gefördert und mit seiner fachlichen Expertise und wohlwollenden Unterstützung zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat. Herrn Univ. Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Friedrich Bleicher danke ich vielmals für die Übernahme des Korreferats. Zudem gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Stefan Heinrich für die Übernahme des Vorsitzes des Prüfungsausschusses.

Für den Zusammenhalt, die wertvollen Diskussionen und die außerordentliche Hilfsbereitschaft danke ich weiterhin allen aktiven und ehemaligen Kolleginnen und Kollegen am IPMT. Hierbei möchte ich insbesondere Dr.-Ing. Jan Mehnen, Dr.-Ing. Robert von Wenserski, Petter Ploog, Denys Romaneko, Oliver Rosenthal, Melchior Blühm und Marco Hinrichs hervorheben, mit denen ich den Großteil meiner Zeit am Institut verbracht habe. Auch Herrn Dr.-Ing. Carsten Möller danke ich für die Unterstützung bei diversen Forschungsprojekten. Durch die aufrichtige, vertrauensvolle und bereichernde Zusammenarbeit werde ich die Institutszeit in bester Erinnerung behalten.

Ferner danke ich allen studentischen Hilfskräften sowie den Studentinnen und Studenten, die mit ihren Studien-, Bachelor- und Masterarbeiten Beiträge zu dieser Arbeit geleistet haben. In diesem Zusammenhang sind insbesondere Lukas Jakele und Philipp Depperschmidt zu nennen, die sich durch ihr außergewöhnliches Engagement ausgezeichnet haben.

Im privaten Umfeld gilt mein Dank meiner Familie und meinen Freunden sowie im besonderen Maße meinen Eltern, meinen Geschwistern und meiner Partnerin, die mich auf meinem Weg immer unterstützt haben.

Hamburg, im Januar 2025

Lars S. Köttner

INHALTSVERZEICHNIS

Inhaltsverzeichnis	v
Abbildungsverzeichnis	vii
Tabellenverzeichnis	xii
Nomenklatur	xiii
1 Einleitung	1
2 Stand der Wissenschaft und Technik	3
2.1 Faser-Kunststoff-Verbund (FKV)	3
2.1.1 Aufbau und Eigenschaften	3
2.1.2 Mechanisches Werkstoffverhalten	5
2.2 Spanende Umrissbearbeitung von FKV	6
2.2.1 Konventionelle Bearbeitungsverfahren	6
2.2.2 Curved Circular Cutting	13
2.2.3 Schneideneingriff und Trennmechanismen bei der FKV-Bearbeitung	16
2.2.4 Prozessausgangsgrößen	17
2.3 Zerspankraftberechnung	25
2.3.1 Kontaktzonenmodelle	25
2.3.2 Zerspankraftmodelle	26
2.3.3 Zerspankraftkoeffizienten bei orthotropem Werkstoffverhalten . .	28
3 Grundlagen zur FKV-Zerspanung im schrägen Schnitt	31
3.1 Eingriffsbedingungen und Schnittkinematik	31
3.2 Graphische Darstellung mittels Eingriffspfad	34
4 Zielsetzung und Vorgehensweise	39
5 Versuchstechnik und Messdatenverarbeitung	41
5.1 Versuchsmaschine	41
5.2 Versuchswerkzeuge	41
5.3 Versuchswerkstoffe	42
5.4 Messtechnik	45
5.4.1 Kraftmesstechnik	45
5.4.2 Temperaturmesstechnik	45
5.4.3 Optische Messtechnik	46
5.5 Messdatenverarbeitung	46
6 Universelles Zerspankraftmodell für die spanende Bearbeitung mit schei- benförmigen Werkzeugen	49
6.1 Parametrisierung der Werkzeuggeometrie	49
6.2 Parametrische Beschreibung der Werkzeug- und Schneidengeometrie . .	51

6.3	Diskretisierung des Schneidenbereichs	55
6.4	Analytisches Kontaktzonenmodell	57
6.4.1	Beschreibung der Vorschubbewegung	58
6.4.2	Modellierung des Werkzeugeingriffs	61
6.4.3	Bestimmung der Spanungsgrößen	65
6.5	Semi-empirisches Zerspankraftmodell	68
6.5.1	Modell für geometrisch bestimmte Schneide	69
6.5.2	Modell für geometrisch unbestimmte Schneide	71
6.6	Validierung des Zerspankraftmodells	72
6.6.1	Modellvalidierung für Einzelzahneingriffe	74
6.6.2	Modellvalidierung bei Nachschnitt des Werkzeugs	74
7	Zerspankraftmodellierung für die FKV-Bearbeitung im schrägen Schnitt	77
7.1	Systematische Untersuchung schräger Schnittbedingungen beim Trennschleifen von FKV	77
7.1.1	Aufnahme der Datenbasis	77
7.1.2	Einfluss schräger Schnittbedingungen auf die Prozesskräfte	81
7.1.3	Einfluss schräger Schnittbedingungen auf die Oberflächenqualität	82
7.2	Erweitertes Zerspankraftmodell	86
7.2.1	Experimentelle Bestimmung der Zerspankraftkoeffizienten	86
7.2.2	Modellierung der Zerspankraftkoeffizienten	89
7.2.3	Erweiterung des Zerspankraftmodells	92
7.3	Validierung des erweiterten Zerspankraftmodells	95
7.3.1	Validierung beim konventionellen Trennschleifen	96
7.3.2	Validierung beim Curved Circular Cutting	98
8	Technologische Prozessgrenzen des Curved Circular Cutting	101
8.1	Thermische Werkstückbelastung	101
8.2	Bearbeitungsqualität	108
8.2.1	Qualität der gefertigten Fläche	109
8.2.2	Qualität der Schnittkanten	112
8.2.3	Form- und Maßhaltigkeit der Kontur	116
8.3	Anwendungstechnische Aspekte	120
8.3.1	Prozessfenster zur Wahl der kinematischen Stellgrößen	120
8.3.2	Einfluss der Bahnplanung und Werkzeugaufnahme	123
8.3.3	Zugänglichkeit am Bauteil	124
8.3.4	Standweg und Werkzeugkosten	128
9	Zusammenfassung und Ausblick	131
	Literaturverzeichnis	135
A	Anhang	149

ABBILDUNGSVERZEICHNIS

2.1	Aufbau eines FKV-Werkstoffs am Beispiel eines Mehrschichtverbunds mit unidirektionalen Einzelschichten, in Anlehnung an [Sch07]	5
2.2	Bruchkörper zur Abbildung der Grenzspannungszustände einer UD-Schicht im ebenen Spannungszustand und auftretende Bruchmodi nach [Sch07]; Versagen der UD-Schicht bei eingezeichneter Belastungssituation unter Modus C.	6
2.3	Trennverfahren zur spanenden Umrissbearbeitung von FKV in Abhängigkeit der Schneidenausführung und der Grundkörpergeometrie	7
2.4	Eingriffskinematik bei der Zerspanung mit zylinderförmigen Schaftwerkzeugen	8
2.5	Eingriffskinematik bei der Zerspanung mit scheibenförmigen Werkzeugen	9
2.6	Geometrische Verhältnisse bei der FKV-Zerspanung mit geometrisch bestimmter und unbestimmter Schneide in Anlehnung an [Hin21]	12
2.7	Übliche Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten verschiedener Zerspanverfahren bei der FKV-Umrissbearbeitung	14
2.8	Verfahrensvarianten und Anforderungen an die Werkzeuggeometrie beim Curved Circular Cutting	14
2.9	Eingriffsverhältnisse beim Front Edge Cutting (FEC)	15
2.10	Trennmechanismen bei der FKV-Zerspanung nach [Rum96] und Definition des Fasertrennwinkels und Faserorientierungswinkels in Anlehnung an [Hin21]	17
2.11	Wirkpaarungseinganggrößen als verfahrensunabhängige Einflussgrößen auf den Zerspanungsprozess in Anlehnung an [Got14] und [DT11]	18
2.12	Zerspankraft und Zerspankraftanteile in Abhängigkeit des Fasertrennwinkels θ beim Innendrehen von UD-CFK	19
2.13	Charakterisierung des Werkzeugverschleiß bei geometrisch bestimmter Schneide nach [DLB11] (links) und geometrisch unbestimmter Schneide in Anlehnung an [Kin10] (rechts)	21
2.14	Charakteristische Schädigung beim Sägen von Epoxid-CFK (MAG) in Laminalagen mit $\theta = 45^\circ$ nach [SSY18] (links) und Längsrauheiten beim Hobeln von Epoxid-CFK (UD) unter $\theta = 45^\circ$ bei räumlichen Schneideneigungen nach [Sch14] (rechts)	23
2.15	Rauheitskenngrößen und Einfluss der Korngröße auf die Rauheit beim Trennschleifen mit Schleifstift nach [Bou+11]	23
2.16	Klassifizierung der Kantenschädigung nach [CR92] (links), Delaminationsentstehung und- ausbreitung nach [Har12] (Mitte) und Kenngrößen zur Erfassung der Delaminationsausprägung nach [Hin21] (rechts)	25
2.17	Zerspankraftberechnung mittels geometrischer und technologischer Modelle in Anlehnung an [Amm17]	26
2.18	Werkzeugparametrierung beliebiger Schaftwerkzeuge nach [EA01] (a), Werkzeugsegmentierung und Kontakzone beim Fräsen nach [LBE11] (b,c) und lokales Koordinatensystem am Schneidenelement in Anlehnung an [Sur06] (d)	28

3.1	Definition der elementaren Varianten des Orthogonalschnitts in der UD-Faserverbundschicht nach [Hin21]	32
3.2	Definition der Kinematik und räumlichen Eingriffsbedingungen im schrägen Schnitt orthotroper Werkstoffe nach [Hin21]	32
3.3	Eingriffspfad beim Umfangsfräsen im θ -Orthogonalschnitt	34
3.4	Eingriffspfade verschiedener Zerspanverfahren und Eingriffsbedingungen	35
3.5	Eingriffspfad beim konventionellen Trennschleifen und Sägen	36
5.1	5-Achs-Bearbeitungszentrum Reichenbacher VISION-II Sprint	42
5.2	Messkette zur Aufnahme der Prozesskräfte und Temperaturen	45
5.3	Transformation der gemessenen Prozesskräfte	47
6.1	Parametrisierung scheibenförmiger Werkzeuge mit CCC-tauglicher Schneidengeometrie	50
6.2	Werkzeughülle zur Beschreibung der Makrogeometrie geometrisch bestimmter und unbestimmter CCC-Werkzeuge	51
6.3	Schneidenversatz gegenüber der Werkzeugbezugsebene P_r bei geometrisch bestimmter Schneide in Abhängigkeit des Seitenspanwinkels γ_f und Rückspanwinkels γ_p	55
6.4	Diskretisierung des Schneidenbereichs und schneidenlokales Koordinatensystem im Gleichlauf (links) und im Gegenlauf (rechts)	56
6.5	Lage des Momentanpols im Werkzeugkoordinatensystem in Abhängigkeit der CCC-Verfahrensvariante	59
6.6	Lokale Vorschubgeschwindigkeit am Schneidenelement beim Kurvenschnitt	60
6.7	Geometrische Beschreibung des Werkzeugeingriffsbereichs	61
6.8	Kontaktzone bei der CCC-Bearbeitung in Abhängigkeit der Vorschubbewegung	62
6.9	Bestimmung der lokalen Durchtauchtiefe t_1 in Abhängigkeit der CCC - Verfahrensvariante	63
6.10	Nachschnittbereich des Werkzeugs in der unteren Decklage (links) und Veränderung der Kontaktzone im naheilenden Schneidenbereich (rechts) beim konvexen Kurvenschnitt unter Anwendung des OCC	64
6.11	Simulierte Verteilung der Spannungsdicke in der Kontaktzone beim OCC im geraden Schnitt (links) und im konvexen Kurvenschnitt (rechts)	68
6.12	Vorgehen zur Berechnung der Gesamtzerspankraft aus den elementaren Zerspankraftanteilen bei Werkzeugen mit definierter Schneide (links) und undefinierter Schneide (rechts)	70
6.13	Bestimmung der Zerspankraftkoeffizienten	73
6.14	Validierung der Zerspankraftberechnung anhand des zeitlichen Verlaufs der gemessenen und simulierten Zerspankraft über zwei Zahneingriffe im geraden Schnitt	74
6.15	Validierung der Zerspankraftberechnung anhand des Verlaufs der gemessenen und simulierten mittleren Zerspankraft im Kurvenschnitt	75
7.1	Versuchsaufbau zur systematischen Untersuchung schräger Schnittbedingungen bei der FKV-Zerspannung mit geometrisch unbestimmter Schneide	78
7.2	Symmetrische Schnittbedingungen im schrägen Schnitt Typ II	80
7.3	Kantenausbrüche in Abhängigkeit des räumlichen Eingriffswinkels φ_0	80

7.4	Konturdiagramme der aufgenommenen Zerspankraftdatenbasis: Gemessene Schnittnormalkräfte F_{cN} (links) und Schnittkräfte F_c (rechts) im schrägen Schnitt Typ II	81
7.5	Datenpunkte der aufgenommenen Zerspankraftdatenbasis für die Bedingungen des θ -Orthogonalschnitts (links) und gemessene Zerspankraftanteile beim Innendrehen von UD-CFK (rechts)	83
7.6	Schnittnormalkraft der aufgenommenen Zerspankraftdatenbasis für Variationen von φ_0 und gemessene Schnittnormalkraft beim Hobeln von UD-CFK unter Variation des Einstellwinkels [Sch14]	83
7.7	S_a -Werte und Tiefenbilder des gemessenen Oberflächenprofils der gefertigten Fläche im schrägen Schnitt Typ II	84
7.8	Einhanken bei der FKV-Zerspantung mit geometrisch bestimmter Schneide für Schnittrichtungen gegen die Faser (links) und vermuteter Schädigungsmechanismus bei der FKV-Zerspantung mit geometrisch unbestimmter Schneide (rechts)	85
7.9	Datenpunkte der aufgenommenen Oberflächendatenbasis (S_a) für die räumlichen Eingriffsbedingungen des θ -Orthogonalschnitts und Mittenrauwerte R_a beim Hobeln von UD-CFK [Sch14] sowie Schleifen mit Trennschleifstift [HZ03]	86
7.10	Gemessene Schnittnormalkräfte F_{cN} bei definierter Rundlaufabweichung s_e des Versuchswerkzeugs (links) und Bestimmung der Schnitt- und Reibkraftkoeffizienten (rechts)	88
7.11	Experimentell ermittelte Schnittkraftkoeffizienten in Normalenrichtung $K_{n,c}$ (links) und Schnittrichtung $K_{c,c}$ (rechts) im schrägen Schnitt Typ II	89
7.12	Experimentell ermittelte Reibkraftkoeffizienten in Normalenrichtung $K_{n,e}$ (links) und Schnittrichtung $K_{c,e}$ (rechts) im schrägen Schnitt Typ II	89
7.13	Qualitativer Einfluss des räumlichen Trennmechanismus auf die Zerspankraftkoeffizienten bei der FKV-Zerspantung im schrägen Schnitt Typ II; Funktionswerte $k_1(\theta_0, \varphi_0)$ für $a_1 = 0,5 \text{ N/m}^2\text{m}$, $a_2 = 0,5 \text{ N/m}^2\text{m}$	91
7.14	Qualitativer Einfluss der Anzahl der zu trennenden Fasern auf die Zerspankraftkoeffizienten bei der FKV-Zerspantung im schrägen Schnitt Typ II; Funktionswerte $k_2(\varphi_0)$ für $a_1 = 0,5 \text{ N/m}^2\text{m}$, $a_2 = 0,5 \text{ N/m}^2\text{m}$, $a_3 = 0^\circ$	91
7.15	Modellierte Anteile des Schnittkraftkoeffizienten in Normalenrichtung $K_{n,c}^*$ (links) und Schnittrichtung $K_{c,c}^*$ (rechts) bei der FKV-Zerspantung im schrägen Schnitt Typ II	93
7.16	Korrelationsdiagramme der experimentell ermittelten und modellierten Schnittkraftkoeffizientenanteile in Normalenrichtung (links) und Schnittrichtung (rechts)	93
7.17	Relative Abweichung der experimentell ermittelten und modellierten Schnittkraftkoeffizientenanteile in Normalenrichtung (links) und Schnittrichtung (rechts)	94
7.18	Vorgehen zur Erweiterung des Zerspankraftmodells aus Kapitel 6 für die Anwendung bei der FKV-Zerspantung im schrägen Schnitt Typ II	95
7.19	Experimentelle Validierung des erweiterten Zerspankraftmodells beim konventionellen Trennschleifen	96
7.20	Validierung der Zerspankraftberechnung anhand der gemessenen und simulierten Zerspankraftverläufe beim konventionellen Trennschleifen	97

7.21	Experimentelle Validierung des erweiterten Zerspankraftmodells beim OCC mit geometrisch unbestimmter Schneide	98
7.22	Validierung der Zerspankraftsimulation anhand der gemessenen und simulierten Zerspankraft(-anteile) beim OCC für unterschiedliche Faserorientierungen	99
8.1	Versuchsaufbau zur Identifikation der technologischen Prozessgrenzen bei der CCC-Bearbeitung	101
8.2	Vorschubwegabhängige Erhöhung der relativen Werkzeugtemperatur bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxialgelege mit unterschiedlichen Zerspanverfahren	103
8.3	Thermoelement-Anordnung und Beispielmessung zur Bestimmung der Werkstücktemperaturverteilung in unmittelbarer Nähe zur Schnittkante . . .	104
8.4	Gemessene Temperaturerhöhung im Werkstück und berechnete Temperaturerhöhung an der Schnittkante bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxialgelege mit unterschiedlichen Zerspanverfahren	106
8.5	Mittlere gemessene Temperaturerhöhung am Thermoelement TE_1 und gemessene Schnittleistung bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxialgelege mit scheibenförmigen Werkzeugen	106
8.6	Einfluss ausgewählter Prozessparameter auf die gemessene Temperaturerhöhung am Thermoelement TE_1 bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxialgelege mit scheibenförmigen Werkzeugen	107
8.7	Werkzeug-Werkstück-Kontakt im Bereich der Schnittkante in Abhängigkeit der CCC-Verfahrensvariante	108
8.8	Thermische Schädigung an der Schnittkante bei der OCC-Bearbeitung von GFK-Multiaxialgelege mit ungünstigen Prozessparametern	109
8.9	Erreichbare Oberflächenrauheiten bei der CFK-Umrissbearbeitung mit geometrisch unbestimmter Schneide für unterschiedliche Korngrößen d_K	110
8.10	Oberflächenprofil der gefertigten Fläche bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxialgelege mittels CCC mit geometrisch unbestimmter Schneide	111
8.11	Rauheitskenngrößen der gefertigten Fläche bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxialgelege mittels CCC mit geometrisch unbestimmter Schneide	112
8.12	Mittlere Tiefenschädigungen und Faserüberstände an der Schnittkante bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxialgelege mittels FEC und OCC . . .	113
8.13	Mittlere Tiefenschädigungen an der oberen und unteren Decklage beim CCC von CFK-Multiaxialgelege mit undefinierter Schneide (links) und definierter Schneide (rechts); Werte aus Versuchen zum FEC und OCC gemittelt	114
8.14	Mittlere Faserüberstände an der oberen und unteren Decklage beim CCC von CFK-Multiaxialgelege mit undefinierter Schneide (links) und definierter Schneide (rechts); Werte aus Versuchen zum FEC und OCC gemittelt	114
8.15	Abdrängung scheibenförmiger Werkzeuge im Vergleich zur Abdrängung konventioneller Schafffräser	117
8.16	Durchbiegung dünnwandiger und flexibel gespannter FKV-Bauteile bei der Umrissbearbeitung mit unterschiedlichen Werkzeugen	119
8.17	Durchbiegung dünnwandiger und flexibel gespannter FKV-Bauteile in Abhängigkeit der Werkzeugneigung bei der Umrissbearbeitung mit scheibenförmigen Werkzeugen	119

8.18	Empfohlenes Prozessfenster für die Wahl der Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit beim CCC unter Berücksichtigung limitierender Prozessgrenzen und -einschränkungen	121
8.19	Verschiedene Bezugspunkte zur Definition der Vorschubgeschwindigkeit und zugehörige Bahnkurven im OCC-Kurvenschnitt	124
8.20	Bahnkurven des Spindelnullpunkts beim OCC in Abhängigkeit der zu bearbeitenden Bauteilkontur und der verwendeten Werkzeugaufnahme	124
8.21	Empfohlene CCC-Verfahrensvariante in Abhängigkeit der zu bearbeitenden Bauteilgeometrie auf Grundlage nachstehender Prozessrandbedingungen (u. a. materialdickenabhängiger Werkzeugdurchmesser, vgl. Gl. (8.7))	125
A.1	Parametrisierung scheibenförmiger Werkzeuge mit CCC-tauglicher Schneidengeometrie	149

TABELLENVERZEICHNIS

2.1	Theoretisch minimal erreichbare Konturradien $R_{k,min}$ in mm in Abhängigkeit der CCC-Verfahrensvariante und in Anlehnung an [Kli16]	15
5.1	Eigenschaften der verwendeten Versuchswerkzeuge	43
5.2	Scheibenförmige Versuchswerkzeuge: Schleifbelag und Geometrieparameter entsprechend der Werkzeugparametrisierung nach Kap. 6	44
5.3	Zusammensetzung und Eigenschaften der verwendeten Versuchswerkstoffe nach [Kin10; DIN18; Bat23]	44
6.1	Begrenzende Eingriffswinkel der Kontaktzone im nacheilenden Schneidenbereich	65
6.2	Experimentell ermittelte Schnitt- und Reibkraftkoeffizienten für die Zerspaltung von Aluminium AA 2024-T351 mit definierter Schneide	73
7.1	Versuchsplan zur systematischen Variation schräger Schnittbedingungen bei der FKV-Zerspaltung	79
8.1	Versuchsplan zur Untersuchung der thermischen Werkstückbelastung bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxialgelege mit unterschiedlichen Zerspanverfahren	102
8.2	Thermische Eigenschaften des verwendeten CFK-MAG Versuchsmaterials <i>Fibredux 6376C-HTS(12K)-5-35</i>	105
8.3	Versuchsplan zur Untersuchung der Bearbeitungsqualität bei der FKV - Zerspaltung mittels Curved Circular Cutting (CCC)	109
8.4	Kinetische Energie von Schaftfräsern und CCC-Werkzeugen im Betrieb . . .	122

NOMENKLATUR

LATEINISCHE FORMELZEICHEN

A	mm ²	Spanungsquerschnitt
a_e	mm	Arbeitseingriff
a_p	mm	Schnitttiefe, Schnittbreite
a_i	–	Funktionsparameter mit $i = 1, 2, 3, 4, 5$
$b, \Delta b$	mm	Spanungsbreite, Inkrement der Spanungsbreite
b_{ws}	mm	Blockbreite
B	mm	Werkzeugbreite
B_g	mm	Grundkörperbreite
c_p	J/(kg K)	Spez. Wärmekapazität bei konstantem Druck
d_s	mm	Senkrechter Abstand zur Schnittkante
d_F	mm	Faserdurchmesser
d_K	µm	Korngröße
d_M	mm	Kürzester Abstand zum Momentanpol
d_{TE}	mm	Thermoelementdurchmesser
D	mm	Werkzeugdurchmesser
E	GPa	Elastizitätsmodul
E_{kin}	J	Kinetische Energie
f	mm	Vorschub pro Umdrehung
f_l	mm	Lokaler Vorschub pro Umdrehung
f_n	Hz	Eigenfrequenz
f_z	mm	Zahnvorschub
f_1, f_2	mm	Geometrische Hilfsgröße
F	N	Zerspankraft
F_c, F_{cN}, F_p	N	Schnitt-, Schnittnormal-, Passivkraft
F_f, F_{fN}, F_p	N	Vorschub-, Vorschubnormal-, Passivkraft
F_x, F_y, F_z	N	Zerspankraftanteile im WKS
F_r	N	Radialkraft
$\Delta F_c, \Delta F_n, \Delta F_t$	N	Elementare Zerspankraftanteile in Schnitt-, Normalen-, Tangentialrichtung
$\Delta F_x, \Delta F_y, \Delta F_z$	N	Elementare Zerspankraftanteile im WKS
g	–	Aktivierungsfunktion
h	mm	Spanungsdicke
h_{eq}	mm	Äquivalente Spanungsdicke

NOMENKLATUR

h_m	mm	Mittenspannungsdicke
i	–	Schneidenelementindex
j	–	Schneidenindex
k	W/(m K)	Wärmeleitfähigkeit
k_{11}, k_{33}	W/(m K)	Wärmeleitfähigkeit in bzw. quer zur Faserrichtung
K_i	N/mm ²	Zerspankraftkoeffizient, $i = c, n, t$
$K_{i,c}, K_{\bullet,c}$	N/mm ²	Schnittkraftkoeffizient, i bzw. $\bullet = c, n, t$
$K_{i,e}, K_{\bullet,e}$	N/mm, N/mm ²	Reibkraftkoeffizient, $i = c, n, t$
$K_{\bullet,c}^*$	N/mm ²	Modellierter Schnittkraftkoeffizient, $\bullet = c, n, t$
$K_{\bullet,e}^*$	N/mm, N/mm ²	Modellierter Reibkraftkoeffizient, $\bullet = c, n, t$
$K_{i1,1}$	N/mm ²	Spez. Schnittkraft des Kienzle-Modells
l	–	Kurvenparameter, Laufvariable
l_c	mm	Kinematische Kontaktlänge, Einzelschnittweg
l_{df}	mm	Faserüberstandslänge
l_{dt}	mm	Schädigungstiefe
l_f	mm	Vorschubweg
l_s	mm	Schneidenlänge
l_R	mm	Kurvenparameter am äußeren Werkzeugumfang
L	mm	Werkzeuglänge
Δl	mm	Schrittweite der Schneidendiskretisierung
m	–	Lageparameter der Werkstückebene
$1 - m_i$	–	Anstiegswert des Kienzle-Modells
n	min ⁻¹	Drehzahl
N_e	–	Anzahl diskreter Schneidenelemente
N_k	–	Anzahl der aktiver Schneiden
N_z	–	Anzahl der Schneiden
N_{ze}	–	Anzahl gleichzeitig eingreifender Schneiden
P_b	–	Bezugspunkt der Durchtauchtiefe
P_c	W	Schnittleistung
P_f	–	Arbeitsebene
P_r	–	Werkzeug-Bezugsebene
P_s	–	Schneidenebene
P_T	–	Transversalebene
q_s	–	Geschwindigkeitsverhältnis
\dot{q}_q	W/m ²	Wärmestromdichte der Wärmequelle
Q'_w	mm ³ /(mm · s)	bezogenes Zeitspanvolumen
Q_{ws}	W	Wärmestrom ins Werkstück
Q_{wz}	W	Wärmestrom ins Werkzeug
r	mm	Radiale Koordinate im Zylinderkoordinatensystem

r_K	μm	Kornradius
r_β	μm	Schneidkantenradius
Δr_β	μm	Schneidenabflachung
R	mm	Werkzeugradius
R_a	μm	Arithmetischer Mittenrauwert
R_k	mm	Konturradius
R_t	μm	Maximale Rautiefe
R_{th}	μm	Theoretische Rauheit
R_z	μm	Gemittelte Rautiefe
R_{FEC}	mm	Werkzeugdurchmesser am FEC-Kontaktkreis
s_e	mm	Exzentrizität
s_q	mm	Breite der Wärmequelle
S_a	μm	Mittlere arithmetische Höhe der Oberfläche
S_v	μm	Max. Senkenhöhe der Oberfläche
S_z	μm	Max. Höhe der Oberfläche
ΔS	mm	Inkrement der Schneidkantenlänge
t	s	Zeit
t_l	mm	Lokale Durchtauchtiefe
t_{ws}	mm	Materialstärke
t_{wz}	mm	Durchtauchtiefe des Werkzeugs
T_{ws}	$^\circ\text{C}$	Werkstücktemperatur
T_{wz}	$^\circ\text{C}$	Werkzeugtemperatur
T_g	$^\circ\text{C}$	Glasübergangstemperatur
T_z	mm	Zahnteilung
T_0	$^\circ\text{C}$	Umgebungstemperatur
u_K	μm	Kornüberstand
v_c	m/min, m/s	Schnittgeschwindigkeit
v_f	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit
v_{fl}	mm/min	Lokale Vorschubgeschwindigkeit
v_s	m/s	Vorspaltgeschwindigkeit
w_b	mm	Bauteildurchbiegung
w_g	mm	Freistellungstiefe
w_s	mm	Abstand zw. Schnitt- und Scheibenseitenfläche
w_w	mm	Werkzeugdurchbiegung
x, y, z	mm	Koordinaten
z	mm	Axiale Koordinate im Zylinderkoordinatensystem

NOMENKLATUR

GRIECHISCHE FORMELZEICHEN

α_i	°	Neigungswinkel der Kegelmantelfläche $i = 1, 2$
α_f	°	Seitenfreiwinkel
β	°	Neigungswinkel der Umfangsschneide
γ_i	°	Werkzeugspanwinkel in Werkzeugebene i
ϵ	°	Übergangswinkel
η	°	Nachschnittwinkel
θ	°	(Laminatbezogener) Fasertrennwinkel
θ_0	°	Räumlicher Fasertrennwinkel
ϑ	K	Temperaturdifferenz
ι	°	Sturzwinkel
κ_r	°	Werkzeug-Einstellwinkel
λ_s	°	Schneidenneigung
ν	–	Querkontraktionszahl
ξ	°	Laminatbezogener Schnittichtungswinkel
ρ	°	Faserbezogener Schnittichtungswinkel
ϱ	kg/m ³	Dichte
σ	°	Positionswinkel im Kurvenschnitt
τ	°	Seitenwinkel
φ	°	Vorschubrichtungswinkel
φ_f	%	Faservolumengehalt
φ_0	°	Räumlicher Eingriffswinkel
ϕ	°	Eingriffswinkel
ϕ_a	°	Austrittswinkel
ϕ_d	°	Durchstoßwinkel
ϕ_e	°	Eintrittswinkel
ϕ_m	°	Mittlerer Eingriffswinkel
ϕ_o	°	Eingriffswinkel an Materialoberseite
ϕ_r	°	Schneidenversatzwinkel
ϕ_u	°	Eingriffswinkel an Materialunterseite
$\phi_{\gamma f}$	°	Schneidenversatzwinkel durch Seitenspanwinkel
$\phi_{\gamma p}$	°	Schneidenversatzwinkel durch Rückspanwinkel
$d\phi$	°	Eingriffswinkeldifferential
$\Delta\phi$	°	Gesamteingriffswinkel
$\Delta\phi_z$	°	Teilungswinkel
Φ	°	Faserorientierungswinkel
χ	°	Neigung der Schneidenebene
ω	rad/s	Winkelgeschwindigkeit
ω_c	U/min	Drehachsgeschwindigkeit

MATRIZEN UND VEKTOREN

\mathbf{R}_i	–	Drehmatrix um Achse, $i = x, y, z$
\vec{e}_f	–	Einheitsvektor der Vorschubbewegung
\vec{e}_i	–	Einheitsvektor in Richtung i
\vec{e}_r	–	Einheitsnormalenvektor der Werkzeug-Bezugsebene
\vec{e}_s	–	Einheitsnormalenvektor der Schneidenebene
$\vec{e}_{ }$	–	Einheitsvektor in Faserlängsrichtung
\vec{e}_Ω	–	Einheitsvektor der Werkzeugdrehung
\vec{e}_ω	–	Einheitsvektor der Momentanpolachse
\vec{F}_{cnt}	N	Kraftvektor im schneidenlokalen KOS
\vec{F}	N	Kraftvektor im WKS
\bar{F}	N	Gemittelter Kraftvektor im WKS
$\Delta\vec{F}_{\text{cnt}}$	N	Elementarer Kraftvektor im schneidenlokalen KOS
$\Delta\vec{F}$	N	Elementarer Kraftvektor im WKS
\vec{M}	mm	Momentanpol
\vec{p}	mm	Schneidenpunkt der Parameterkurve (kartesisches KOS)
\vec{p}_b	mm	Bezugspunkt der Durchtauchtiefe
\vec{p}_{bM}	mm	Verbindungsvektor Bezugspunkt - Momentanpol
\vec{p}_d	mm	Durchstoßpunkte durch Bauteilebene
\vec{p}_k	mm	Schneidenpunkt auf Werkzeughülle (zyl. KOS)
\vec{p}_z	mm	Schneidenpunkt der Parameterkurve (zyl. KOS)
$\mathbf{T}_{\text{xyz}}^{\text{cnt}}$	–	Transformationsmatrix
\vec{v}_c	m/min, m/s	Schnittgeschwindigkeitsvektor
\vec{v}_f	mm/min	Vorschubgeschwindigkeitvektor
\vec{v}_{fl}	mm/min	Lokaler Vorschubgeschwindigkeitvektor
$\vec{\omega}$	–	Drehgeschwindigkeitsvektor bzgl. Momentanpol

NOMENKLATUR

ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS

BAZ	Bearbeitungszentrum
CAD	Computer Aided Design
CAM	Computer Aided Manufacturing
CBN	Kubisch kristallines Bornitrid (Cubic Boron Nitride)
CCC	Curved Circular Cutting
CIRP	Collège International pour la Recherche en Productique
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
EP	Epoxidharz
FEC	Front Edge Cutting
FEM	Finite-Elemente-Methode
FEPA	Federation of European Producers of Abrasives
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
GG	Gegenlauf
GL	Gleichlauf
HM	Hartmetall
HTS	High Tenacity
HSC	Hochgeschwindigkeitszerspanung (High Speed Cutting)
HSK	Hohlschaftkegel
IPMT	Institut für Produktionsmanagement und -technik
ISO	International Organization for Standardization
KI	Künstliche Intelligenz
KOS	Koordinatensystem
MAG	Multiaxiales Gelege
NC	Numerische Steuerung (Numeric Control)
OCC	Outer Cone Cutting
PKD	Polykristalliner Diamant
RTM	Resin Transfer Moulding
SF	Scheibenfräser
SMC	Sheet Moulding Compound
TCP	Werkzeugmittelpunkt (Tool Center Point)
TE	Thermoelement
TK	Thermokamera
TS	Trennscheibe
TUHH	Technische Universität Hamburg
UD	Unidirektional
WKS	Werkzeugkoordinatensystem
WZM	Werkzeugmaschine

EINLEITUNG

Die aktuell erforderlichen Anstrengungen im Hinblick auf den Klima- und Ressourcenschutz fordern einen weitreichenden Wandel im produzierenden Gewerbe. Die hierdurch bedingten hohen Anforderungen an die Material- und Energieeffizienz führen branchenübergreifend zu einer immer stärkeren Bedeutung des Leichtbaus. Als Leichtbauwerkstoffe kommen dabei neben metallischen Werkstoffen verbreitet faserverstärkte Kunststoffe (FKV) zur Anwendung. Waren die FKV und insbesondere die kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffe (CFK) anfänglich vorwiegend in der Luft- und Raumfahrt zu finden, hat sich der Markt inzwischen deutlich erweitert. Heute stellen neben dem Transportsektor mit Flugzeug-, Automobil-, und Schienenfahrzeugbau der Bereich der Windenergie und die Baubranche Haupttreiber für die Herstellung von FKV-Strukturbauteilen dar [WS22]. Die Material- und Geometrievielfalt ist hierbei aufgrund der heterogenen Anwendungsfelder außerordentlich groß. Übergreifend ist jedoch bei nahezu allen Faserverbundbauteilen eine konturgebende Umrissbearbeitung am Ende der Prozesskette erforderlich, die der Einhaltung der geforderten Bauteiltoleranzen dient. Für diesen meist kostenintensiven Prozessschritt werden in der industriellen Praxis verschiedene trennende Fertigungsverfahren eingesetzt. Verbreitet sind insbesondere spanende Fertigungsverfahren, von denen das Umfangsfräsen mit Schaftwerkzeugen die höchste Bedeutung hat [Sch+12], [Fri17], [Hin21].

Spanende Trennverfahren mit scheibenförmigen Werkzeugen stellen prinzipiell eine wirtschaftlich interessante Alternative zur Fräsbearbeitung dar. Hierzu zählt das Trennschleifen mit Trennschleifscheibe und das Kreissägen. Bedingt durch den größeren Werkzeugdurchmesser zeichnen sich diese Verfahren im Vergleich u. a. durch höhere Werkzeugstandzeiten und Schnittgeschwindigkeiten aus. Letztere erlaubt zudem höhere Vorschubgeschwindigkeiten, was mit einer gesteigerten Produktivität einhergeht. Die Anwendung ist mit konventionellen Werkzeugen jedoch auf die Bearbeitung gerader Bauteilkanten eingeschränkt. Erst mit der am Institut für Produktionsmanagement und -technik entwickelten und patentierten Curved Circular Cutting Technologie (CCC) ist auch die Bearbeitung gekrümmter Bauteilkonturen möglich [HKL14], [HK16], [HKL15], [Hin21]. Die für den Einsatz des Verfahrens erforderliche spezielle Werkzeuggeometrie und die kinematischen Grundlagen der Bahnplanung sind in [Kli16] ausführlich beschrieben.

Obwohl mit der Entwicklung des CCC die technischen Voraussetzungen für den ökonomisch vorteilhaften Einsatz scheibenförmiger Werkzeuge für ein breites Bauteilspektrum geschaffen sind, hemmt unzureichendes Technologiewissen im Bereich der Prozessplanung und -auslegung die Anwendung. Vor diesem Hintergrund ist festzustellen, dass auch zur FKV-Bearbeitung mit konventionellen scheibenförmigen Werkzeugen nur wenige Veröffentlichungen vorliegen. Der Anspruch der vorliegenden Arbeit besteht folglich darin die bestehende Wissenslücke zu schließen.

Auf dieser Grundlage ist ein erster wesentlicher Bestandteil der nachfolgenden Kapitel die Bereitstellung mathematischer Grundlagen und aufbauender Modelle zur Berechnung der Zerspankräfte beim CCC. Diese können für die Prozess- und Werkzeugauslegung genutzt werden und bilden den Ausgangspunkt für Prozessoptimierungen. Bedingt durch die spezielle Werkzeuggeometrie und Prozesskinematik befinden sich

die Werkzeugschneiden beim CCC im schrägen Schnitt. Bei der FKV-Zerspanung ergeben sich hierdurch komplexe räumliche Eingriffsverhältnisse, bei denen die Schneide und die Schnittrichtung prinzipiell beliebig zu den Fasern und der Laminebene des Verbundwerkstoffs orientiert sein können. Entsprechende Schnittbedingungen, die erheblich vom typischerweise in der Literatur betrachteten Orthogonalschnitt abweichen, sind für die FKV-Zerspanung bisher kaum untersucht. Die wenigen bestehenden Studien von [Sch14] und [Brü18] deuten allerdings eine empfindliche Abhängigkeit der Kräfte und Bearbeitungsqualität von den schrägen Schnittbedingungen an. Die Arbeit trägt dieser Tatsache Rechnung und liefert für die FKV-Zerspanung erstmals eine umfassende Aufnahme, Analyse und Modellierung der Prozesskräfte und Oberflächenrauheit im schrägen Schnitt. Auf Basis umfangreicher und systematischer Zerspanversuche werden abschließend zudem die wesentlichen Merkmale und technologischen Grenzen des Curved Circular Cutting bei der FKV-Umrissbearbeitung benannt.

Das vorliegende Kapitel zeigt einleitend den für diese Arbeit relevanten aktuellen Kenntnisstand zur spanenden Bearbeitung von Faser-Kunststoff-Verbunden mit geometrisch bestimmter und geometrisch unbestimmter Schneide auf, der in ausführlicher Form der zitierten Fachliteratur entnommen werden kann. Zusätzlich wird der Zerspankraftmodellierung in einem zweiten Abschnitt besondere Aufmerksamkeit geschenkt, da diese einen wesentlichen Bestandteil der Arbeit bildet.

2.1 FASER-KUNSTSTOFF-VERBUND (FKV)

Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) sind Werkstoffe, die sich aus dem Verbund zweier Hauptkomponenten zusammensetzen - einer Kunststoffmatrix und darin eingebetteter Verstärkungsfasern. Sie zählen zu den Faserverbundwerkstoffen, die eine hohe Bedeutung für den Leichtbau haben und grenzen sich durch die Verwendung einer polymeren Matrix von anderen Werkstoffen dieser Gruppe ab. Die Verbindung der Komponenten im Verbund führt dabei zu einer Verbesserung der werkstofflichen Eigenschaften im Vergleich zu den Einzelkomponenten [Lan+86; Sch07; AVK10].

2.1.1 *Aufbau und Eigenschaften*

Eine vorteilhafte Eigenschaft der FKV im Vergleich zu anderen Leichtbauwerkstoffen ist die vielfältige Einstellbarkeit des Verbunds auf die im Anwendungsfall erwarteten Belastungen. Dafür können in einem ersten Schritt Faserart und -länge sowie polymere Matrix frei gewählt werden [Ehr06; Sch07; NMB14].

Die Fasern nehmen Zugbelastungen in Faserlängsrichtung auf und verleihen dem Verbund eine hohe Festigkeit und Steifigkeit in dieser Richtung. Neben den physikalischen Eigenschaften des Faserwerkstoffs ist auch der Faserdurchmesser für die mechanischen Eigenschaften entscheidend. Mit sinkendem Faserdurchmesser verkleinert sich das Volumen der Einzelfasern und damit aus statistischer Sicht die Anzahl festigkeitsmindernder Fehlstellen, wodurch die Wahrscheinlichkeit eines durch Spannungsüberhöhungen ausgelösten Faserbruchs reduziert wird [Sch07]. Insbesondere Kohlenstofffasern (C-Faser) verfügen über starke kovalente Bindungen entlang der Faser sowie über äußerst geringe Faserdurchmesser (5 μm bis 10 μm) und zeichnen sich entsprechend durch herausragende physikalische Eigenschaften aus, die sie für Hochleistungsanwendungen interessant machen. Die Ausrichtung der kovalenten Bindungen in Faserlängsrichtung führt dabei zu anisotropen Fasereigenschaften. Neben C-Fasern gibt es weitere natürliche und künstliche Verstärkungsfasern, von denen die Glasfaser am weitesten verbreitet ist. Sie weist isotropes Verhalten auf, ist der C-Faser in den physikalischen Eigenschaften allerdings deutlich unterlegen. Unabhängig vom Faserwerkstoff wird zwischen Kurz- (< 1 mm), Lang- (1 mm bis 50 mm) und Endlosfasern (> 50 mm) unterschieden, wobei in hochbelasteten FKV-Laminaten fast ausschließlich Endlosfasern zum Einsatz kommen. Hingegen werden Langfasern zur ungerichteten

Faserverstärkung, u. a. in sogenannten Sheet Moulding Compounds (SMC), verwendet. Für den Einsatz im Verbund werden die Fasern in der Regel zu Bündeln bestehend aus mehreren Tausend Filamenten, sogenannten Rovings zusammengefasst [Ehr06; Sch07; Cam10; AVK10; NMB14].

Die Matrix, in der die Fasern eingebettet und an die sie durch adhäsive Wechselwirkungen gebunden sind, hat die Aufgabe die Fasern in Form zu halten und vor Umwelteinflüssen zu schützen. Unter Druckbelastung beugt sie zudem einem Schubknicken der Fasern vor und trägt damit zur Druckfestigkeit des Verbunds bei. Treten am Verbund Schubbelastungen oder Belastungen quer zur Faserrichtung auf, nimmt die Matrix einen Großteil der mechanischen Lasten auf. Durch die gleichmäßige Lasteinleitung in die Fasern und Lastweiterleitung zwischen benachbarten Fasern ist die Matrix weiterhin für eine im Vergleich zu homogenen Werkstoffen erhöhte Ermüdungsfestigkeit verantwortlich [Ehr06; Sch07; NMB14]. Je nach Anwendungsfall werden verschiedene polymere Matrixwerkstoffe eingesetzt. Weitverbreitet sind irreversibel aushärtende duroplastische Kunstharze, wie Epoxidharz. Diese Kunststoffe sind plastisch nicht verformbar und brechen spröde. Zudem ist die Tränkung und Benetzung der Fasern einfach und sie besitzen eine ausgezeichnete chemische und thermische Beständigkeit. Demgegenüber ist die relevante Eigenschaft thermoplastischer Kunststoffe die Warmumformbarkeit. Das reversible Aufschmelzen bietet die Vorteile der Schweißbarkeit und eines einfachen und kostengünstigen Recyclings [AVK10]. Kritisch ist, wenn die Matrix Temperaturen oberhalb der Glasübergangstemperatur T_g ausgesetzt ist. Ab dieser Temperatur verschlechtern sich die mit steigenden Temperaturen ohnehin abnehmenden physikalischen Eigenschaften schlagartig. Insbesondere Druck-, Biege- und Schubbeanspruchungen sind in diesem Fall kritisch, da die Stützwirkung der Matrix unzureichend ist. Auch können Eigenspannungen im Verbund entstehen, die zu Abweichungen in der Maßhaltigkeit führen [Cha09; Cam10].

Insbesondere die Zugeigenschaften der Fasern führen in Verbindung mit einer polymeren Matrix mit geringer Dichte zu einer hohen spezifischen Festigkeit, was die FKV für viele Leichtbauanwendungen interessant macht [Läs+12; WS22]. In Abhängigkeit des Einsatzzwecks werden allerdings nicht nur die Matrix und die Faser, sondern auch der Faservolumenanteil, die Dicke und der textile Aufbau der Einzelschichten und die Anordnung der Einzelschichten im Verbund gewählt, Bild 2.1. Bei hoch belasteten Leichtbauanwendungen aus dem Flugzeugbau kommen vorwiegend Lamine aus kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK) mit unidirektionalen Schichten (UD-Schichten) zum Einsatz, in denen die Fasern entsprechend der erwarteten Lasten gezielt ausgerichtet sind. Werden mehrere UD-Lagen mit unterschiedlicher Faserausrichtung kombiniert, handelt es sich um multiaxiale Gelege (MAG). In Automobilbauanwendungen, die sich durch geringere Beanspruchungen und eine gesteigerte Bedeutung der Optik auszeichnen, finden sich mit Geweben, Geflechten und Vliesen verbreitet auch andere textile Aufbauten. Zudem haben glasfaserverstärkte Kunststoffe (GFK) eine hohe Bedeutung, die im Vergleich zu CFK wesentlich kostengünstiger sind. Der Faservolumengehalt φ_f beträgt bei regellos angeordneten Fasern ca. 40 % und erreicht bei UD-Laminaten bis zu 65 %, welches die obere Grenze für eine vollständige Benetzung der Fasern mit Harz darstellt. Die Einzelschichtdicken von FKV-Laminaten bewegen sich typischerweise im Bereich von 0,125 mm bis 0,45 mm [Rum96; Ehr06; Sch07; AVK10; NMB14; Fri17].

Für die typischerweise endkonturnahe Formgebung von FKV-Bauteilen stehen verschiedene Urformverfahren zur Verfügung. In der Luftfahrtindustrie ist die Verarbeitung

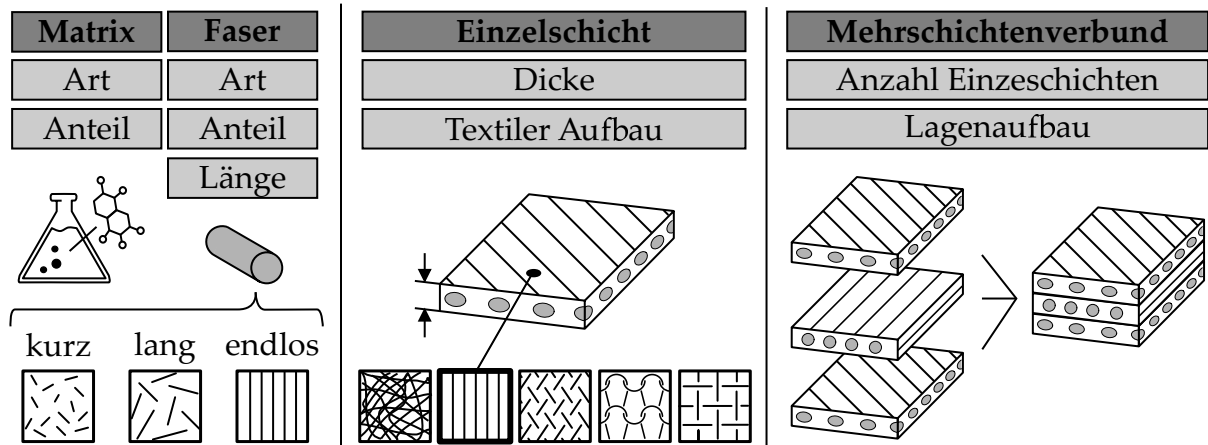


Bild 2.1: Aufbau eines FKV-Werkstoffs am Beispiel eines Mehrschichtverbunds mit unidirektionalen Einzelschichten, in Anlehnung an [Sch07]

vorgetränkter Faserhalbzeugen, sogenannter Prepregs, verbreitet, aus denen die Bauteile vor der Konsolidierung im Autoklav mit der gewünschten Faserrichtung aufgebaut werden. Eine Alternative stellt das in der Automobilindustrie verbreitete Resin Transfer Moulding (RTM) dar, bei dem trockene Faserhalbzeuge in einer Form drapiert werden bevor die Benetzung der Fasern über eine Harzinfusion oder -injektion und die abschließende Aushärtung folgt [Sch07; AVK10; NMB14; Fri17]. Zur Fertigung definierter Geometriemerkmale am Bauteil schließen an den Urformprozess in der Regel noch Nachbearbeitungsoperationen an. Die Umrissbearbeitung dient hierbei der Herstellung der gewünschten Bauteilkontur. In der industriellen Praxis werden für diesen Prozessschritt verschiedene Trennverfahren eingesetzt, wobei spanende Fertigungsverfahren mit rotierenden Werkzeugen dominieren [Dav10; She09; AVK10; Hin21].

2.1.2 Mechanisches Werkstoffverhalten

Um das mechanische Verhalten lang- und endlosfaserverstärkter FKV-Werkstoffe beschreiben zu können, ist es zweckmäßig, mit einer unidirektionalen Einzelschicht den elementaren Bestandteil eines solchen Verbunds zu betrachten. Bedingt durch die einheitliche Ausrichtung der Fasern verhält sich eine solche Schicht transversal isotrop und damit richtungsabhängig. Dies zeigt sich neben dem Elastizitätsverhalten auch im Festigkeitsverhalten der Schicht, welches durch den von Schürmann erstmals gezeigten Bruchkörper einer UD-Schicht veranschaulicht ist, Bild 2.2. Dieser repräsentiert die Gesamtheit aller von der UD-Schicht ertragbaren ebenen Spannungszustände, und berücksichtigt, dass dem Versagen unter mechanischer Last unterschiedliche Mechanismen zugrunde liegen können. Konkret werden Faserbrüche und drei Modi von Zwischenfaserbrüchen unterschieden, die in Abhängigkeit des wirkenden Lastzustands auftreten [Puc96; Sch07]. Es ist ersichtlich, dass ausschließlich äußerst hohe Zug- oder Druckbeanspruchungen in Faserrichtung zu einem Faserbruch führen. Alle übrigen Beanspruchungen haben Zwischenfaserbrüche zur Folge. Diese treten entsprechend deutlich häufiger auf, was Resultat der geringen Festigkeit der Matrix ist. Zwischenfaserbrüche zwischen der obersten und der darunter befindlichen Laminatlage stellen

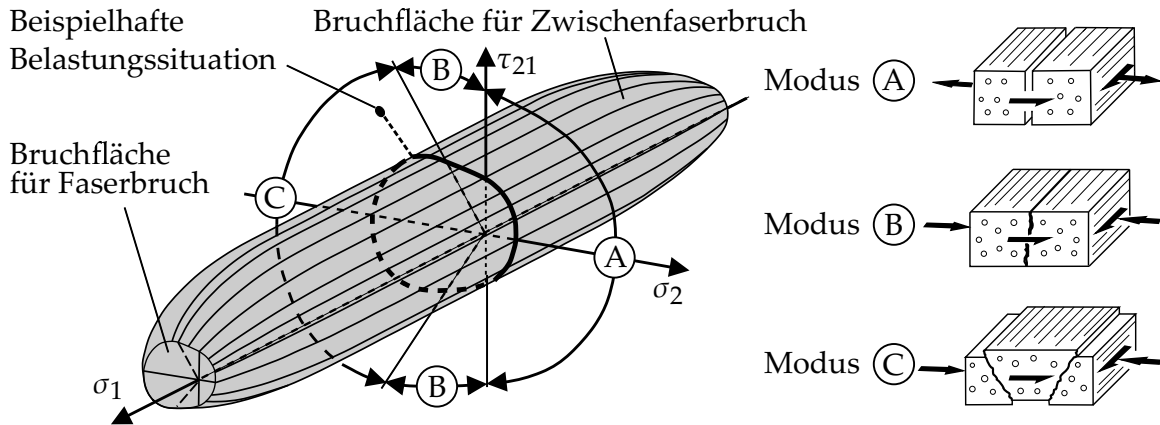


Bild 2.2: Bruchkörper zur Abbildung der Grenzspannungszustände einer UD-Schicht im ebenen Spannungszustand und auftretende Bruchmodi nach [Sch07]; Versagen der UD-Schicht bei eingezeichneter Belastungssituation unter Modus C.

ein typisches Schadensbild bei der spanenden Bearbeitung von FKV dar, welches als Delamination bezeichnet wird.

2.2 SPANENDE UMRISSBEARBEITUNG VON FKV

Die spanende Umrissbearbeitung ist ein Teilbereich der Zerspanung und hat mit der mechanischen Abtrennung von Werkstoffteilchen durch den Eingriff eines Werkzeugs die Herstellung einer definierten Bauteilkontur zum Ziel, [DIN22a; DIN03a]. Hierfür steht prinzipiell eine Vielzahl an Verfahren und Werkzeugen zur Verfügung. In der industriellen Praxis dominiert bei der spanenden Umrissbearbeitung von FKV jedoch das Umfangsfräsen mit Schaftwerkzeugen [Dav10; She09; Hin21]. Beschränkt man sich bei der Betrachtung weiterer Verfahren auf solche mit rotierenden Werkzeugen, sind noch das Umfangschleifen mit zylinderförmigen Trennschleifstiften, das Kreissägen und das Trennschleifen mit Trennscheibe von Bedeutung, Bild 2.3. Obwohl insbesondere die Verfahren mit scheibenförmigen Werkzeugen einige Vorteile bieten, spielen sie aufgrund der eingeschränkten Anwendbarkeit für gerade Schnitte im Vergleich nur eine untergeordnete Rolle. Aus kinematischer und werkzeuggeometrischer Sicht bilden sie jedoch die Grundlage des Curved Circular Cutting. Dieses bisher industriell nicht angewandte Trennverfahren erweitert die eingeschränkte Konturflexibilität der konventionellen scheibenförmigen Werkzeuge und ermöglicht die Umrissbearbeitung gerader und gekrümmter Bauteilkanten.

Die vorgestellten Verfahren und die werkstoffspezifischen Besonderheiten der spanenden Bearbeitung von FKV werden im Folgenden ausführlicher beschrieben.

2.2.1 Konventionelle Bearbeitungsverfahren

Die Unterteilung der zuvor eingeführten konventionellen spanenden Bearbeitungsverfahren erfolgt im Rahmen der Arbeit zweckmäßigerweise anhand der Grundkörpergeometrie und der Schneidengeometrie, Bild 2.3. Während die Grundkörpergeometrie die


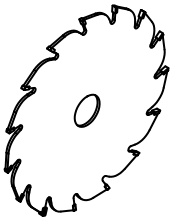

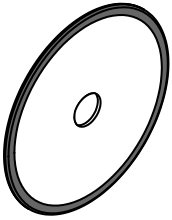
Schneidenausführung			
geometrisch definiert		geometrisch undefiniert	
Grundkörpergeometrie		Grundkörpergeometrie	
zylinderförmig	scheibenförmig	zylinderförmig	scheibenförmig
			
Umfangsfräsen mit Schaftfräser	Kreissägen mit Kreissäge	Umfangsschleifen mit Schleifstift	Trennschleifen mit Trennscheibe

Bild 2.3: Trennverfahren zur spanenden Umrissbearbeitung von FKV in Abhängigkeit der Schneidenausführung und der Grundkörpergeometrie

Eingriffsverhältnisse auf makroskopischer Ebene bestimmt, ist die Schneidengeometrie für die Eingriffsverhältnisse auf mikroskopischer Ebene verantwortlich.

Verfahren mit zylinderförmigen Werkzeugen

In der Gruppe der rotierenden Zerspanwerkzeuge heben sich zylinderförmigen Schaftwerkzeuge durch ein hohes Verhältnis von Länge bzw. Breite zu Durchmesser von scheibenförmigen Werkzeugen ab. Das für Schaftwerkzeuge typische L/D -Verhältnis liegt im Bereich von 2 bis 4. Der Werkzeuggrundkörper besteht im Falle von Fräswerkzeugen verbreitet aus Hartmetall. Schleifstifte verfügen dagegen über einen Grundkörper aus Werkzeugstahl, da der Schleifbelag von Trennschleifwerkzeugen mittels galvanischer Beschichtung aufgebracht wird. Bei der Umrissbearbeitung, bei der das Bauteil entlang der Bauteilkontur vom Verschnitt getrennt wird, befinden sich die Werkzeuge im Vollschnitt, Bild 2.4. Der Arbeitseingriff beträgt hierbei $a_e = D$, der Gesamteingriffswinkel $\Delta\phi = 180^\circ$ und die Länge des Kontaktbogens l_c entspricht dem halben Werkzeugumfang, sodass ein entsprechend ungünstiges Verhältnis von Eingriffs- und Abkühlzeit vorliegt. Für den häufigen Fall, dass das Material in einem Prozessschritt getrennt wird, ist die Schnitttiefe a_p mit der Materialstärke t_{ws} identisch. Zudem steht die Drehachse während der Bearbeitung zumeist senkrecht zur Bauteiloberfläche. Sowohl die Vorschub- als auch die Schnittbewegung, die zusammen die Arbeitsebene P_f aufspannen, verlaufen dadurch parallel zur Laminebene des FKV. Die Schnittrichtung ist dabei an den beiden gefertigten Schnittflächen gegensätzlich gerichtet und es wird zwischen der Gleich- und Gegenlaufseite unterschieden. Während im Gegenlauf (GG) Anteile des Schnittgeschwindigkeitsvektors v_c in Richtung des werkzeugbezogenen Vorschubgeschwindigkeitsvektors v_f weisen, sind die Anteile im Gleichlauf (GL) gegeneinander gerichtet [Klo18a]. Bedingt durch die Überlagerung der Vorschub- und Schnittbewegung beschreiben die Schneiden am äußeren Umfang des Werkzeugs während der Bearbeitung eine Zykloidenbahn, die vereinfachend durch relativ zueinander versetzte Kreisbahnen angenähert wird [Pau08]. Je nach Betrachtung ist der Versatz in Vorschubrichtung durch den Vorschub pro Umdrehung f bzw. den Vorschub pro Zahn f_z gegeben.

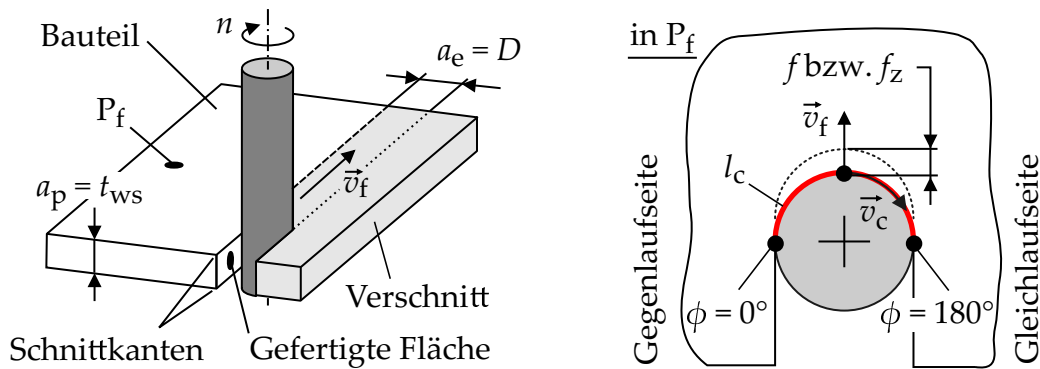


Bild 2.4: Eingriffskinematik bei der Zerspänung mit zylinderförmigen Schaftwerkzeugen

Unabhängig von der beschriebenen, typischen Ausrichtung der Drehachse, senkrecht zur Bauteiloberfläche, kann die Drehachse prinzipiell auch eine beliebige andere räumliche Orientierung aufweisen. In diesem Fall gibt der Seitenwinkel τ die Kippung der Drehachse um die Vorschubrichtung und der Sturzwinkel ι die Kippung senkrecht zur Vorschubrichtung in Bezug auf die Oberflächennormale an [OB07]. Für die FKV-Bearbeitung spielt diese räumliche Ausrichtung der Drehachse bisher jedoch nur eine untergeordnete Rolle. Erste Erkenntnisse haben ausschließlich [Hos+14] und [Brü18] gesammelt. In der Metallbearbeitung hat die gezielte Ausrichtung der Drehachse beim sogenannten 5-Achs-Fräsen von Freiformflächen eine erheblich größere Bedeutung [LBE11; BOT09].

Insbesondere das Fräsen von FKV ist Gegenstand zahlreicher wissenschaftlicher Untersuchungen. Wesentliche Forschungsschwerpunkte auf die in den folgenden Abschnitten noch detaillierter eingegangen wird sind die Kantenqualität (u. a. [CR92; Har12]), der Werkzeugverschleiß (u. a. [Wan+95; Rum96]), die Prozesskräfte (u. a. [Voß17; KBD12]) und die Prozesstemperaturen (u. a. [Kin10; Meh+19]). Einen umfassenden Überblick liefern neben der Arbeit von Hohensee [Hoh92], die speziell auf die Umrissbearbeitung fokussiert, eine Reihe von Veröffentlichungen und Fachbücher zu den Grundlagen der spanenden Bearbeitung von Verbundwerkstoffen [Tet02; She09; Dav10; Hoc12; Hin21; Gao+22]. Die Literatur zum Umfangsschleifen mit Schaftwerkzeugen ist im Gegensatz dazu überschaubar. Zu den wenigen Veröffentlichungen zählen Studien von Colligan und Ramulu [CR99], Boudelier et al. [Bou+11], Arisawa et al. [AAN12] und Soo et al. [Soo+12].

Verfahren mit scheibenförmigen Werkzeugen

Im Vergleich zu den zuvor betrachteten zylinderförmigen Schaftwerkzeugen zeichnen sich scheibenförmige Werkzeuge durch erheblich größere Durchmesser im Bereich 150 mm bis 400 mm bei äußerst geringen Werkzeugbreiten im Bereich 1,5 mm bis 3,5 mm aus. Das L/D -Verhältnis, welches zweckmäßigerweise als B/D -Verhältnis bezeichnet wird, liegt für konventionelle Trennscheiben und Kreissägen entsprechend bei 0,005 bis 0,01. Ein wesentlicher Vorteil der schmalen Werkzeuge ist der geringe Schnittverlust und Energieverbrauch [Got14]. Aufgrund des großen Werkzeughdurchmessers lässt sich zudem eine größere Anzahl an Schneiden auf dem Umfang anordnen, wodurch sich die Standzeit der Werkzeuge erhöht. Gleichzeitig sind bereits bei geringen Drehzahlen hohe Schnittgeschwindigkeiten möglich, was sich positiv auf die Bearbeitungsqualität

bei Faserverbundwerkstoffen auswirkt [Sch+16]. Aus Sicht der Prozesssicherheit ist allerdings die hohe kinetische Energie der Werkzeuge zu beachten. Das geringe B/D -Verhältnis geht außerdem mit einer geringen Biegesteifigkeit der Werkzeuge in Richtung der Drehachse einher. Um ein dadurch bedingtes Taumeln der Scheibe bei höheren Drehzahlen zu vermeiden und die Laufruhe zu verbessern, ist die Vorspannung des Grundkörpers durch Hämmern oder Kaltwalzen verbreitet [Got14]. Der Grundkörper, auch als Stammsblatt bezeichnet, besteht dabei im Regelfall aus Werkzeugstahl oder HSS [Sch+12]. Unabhängig von dieser Vorspannung bleibt die Einwirkung von Querkraften aufgrund der geringen Steifigkeit der Scheibenform kritisch [Mau91; Zäh93].

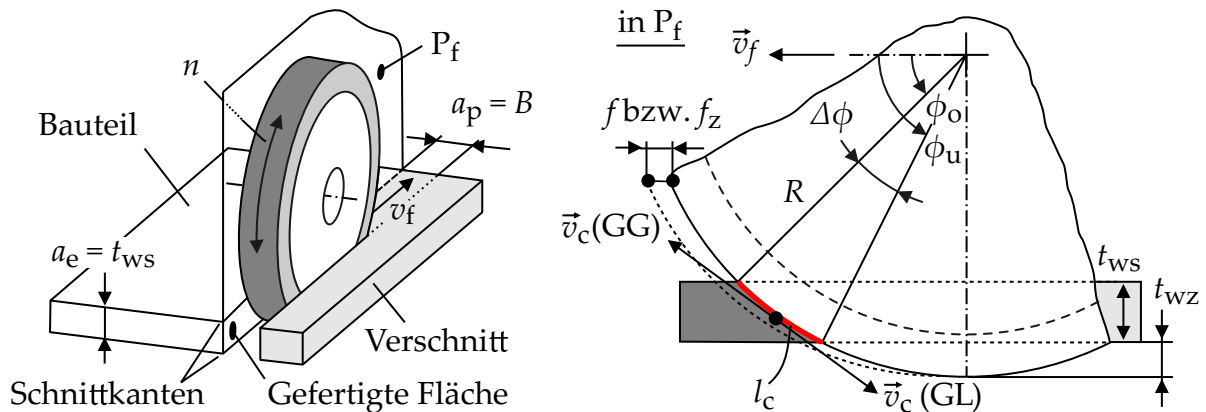


Bild 2.5: Eingriffskinematik bei der Zerspanung mit scheibenförmigen Werkzeugen

Die makroskopischen Eingriffsverhältnisse und die Kinematik der Umrissbearbeitung mit scheibenförmigen Werkzeugen zeigt Bild 2.5. Dargestellt ist der typische Fall des Trennschnitts, der sich durch positive Werte der Durchtauchtiefe $t_{wz} > 0$ mm auszeichnet. Der Arbeitseingriff a_e entspricht hierbei der Materialstärke t_{ws} und die Schnittbreite a_p der Werkzeugbreite B . Im Unterschied zu den zylinderförmigen Werkzeugen ist die Drehachse um 90° gekippt und parallel zur Bauteilebene ausgerichtet. Die Arbeitsebene, in der die Schnitt- und Vorschubbewegung stattfinden, steht unter diesen Bedingungen senkrecht zur Laminebene des FKV. Der Eingriff des Werkzeugs ist auf einen kleinen Bereich des Umfangs beschränkt, was zu einem günstigen Verhältnis von Schnitt- und Abkühlzeit führt und trotz der hohen Schnittgeschwindigkeiten eine Trockenbearbeitung erlaubt. Für die Kontaktbogenlänge bzw. den Einzelschnittweg l_c in der Kontaktzone gilt:

$$l_c = \frac{D}{2} \cdot \Delta\phi \quad (2.1)$$

Die Länge hängt neben dem Werkzeugdurchmesser vom Gesamteingriffswinkel ab, d. h. der Eingriffswinkeldifferenz zwischen der oberen und unteren Decklage des FKV-Laminats. Diese ist eine Funktion der Durchtauchtiefe, des Arbeitseingriffes und des Werkzeugradius:

$$\Delta\phi = \phi_u - \phi_o = \arccos\left(\frac{R - t_{wz} - t_{ws}}{R}\right) - \arccos\left(\frac{R - t_{wz}}{R}\right) \quad (2.2)$$

Unter der Annahme kleiner Materialstärken t_{ws} im Verhältnis zum Werkzeugdurchmesser D gilt insbesondere bei höheren Durchtauchtiefen $t_{wz} > 0,04 \cdot R$ näherungsweise

$$\Delta\phi \approx \frac{2 \cdot t_{ws}}{\sqrt{D^2 - (D - t_{ws} - 2 \cdot t_{wz})^2}} \quad (2.3)$$

Mit der Reihenentwicklung der Kosinusterme ergibt sich eine zweite Näherung, die vorwiegend bei geringen Durchtauchtiefen $t_{wz} \leq 0,04 \cdot R$ in guter Übereinstimmung mit Gl. (2.2) steht:

$$\Delta\phi \approx \frac{2}{\sqrt{D}} \cdot \left(\sqrt{t_{ws} + t_{wz}} - \sqrt{t_{wz}} \right) \quad (2.4)$$

Abschließend ist zu bemerken, dass die Hauptzerspanarbeit wie bei den zylinderförmigen Werkzeugen mit den Hauptschneiden an der Umfangsseite des Werkzeugs erfolgt. Die gefertigten Flächen am Bauteil entstehen allerdings im Kontakt mit den Schneidenecken bzw. Nebenschneiden an den Seitenflächen des Werkzeugs. Die Schnitttrichtung ist dabei an beiden gefertigten Flächen gleich gerichtet.

Obwohl insbesondere das Kreissägen für die Bearbeitung gerader FKV-Bauteilkanten von verschiedenen Autoren z. B. in [NS05] und [Sch+12] empfohlen wird, existieren im Vergleich zu den zylinderförmigen Werkzeugen vergleichsweise wenige wissenschaftliche Untersuchungen. Eine umfangreichere Analyse der Zerspanbarkeit von CFK mittels Kreissägen liefern Sasahara et al. [SSY18]. Die gewählten Schnittgeschwindigkeiten sind im Verhältnis zu anderen Untersuchungen und Empfehlungen der Werkzeughersteller allerdings gering. Anwendungsnahe Schnittparameter verwenden Schneider et al. in [Sch+16] und Geis in [Gei17] zur Untersuchung verschiedener Einstellgrößen auf die Bearbeitungsqualität. Weitere Erkenntnisse zum Kreissägen von CFK finden sich in [Sas+14] und [Yam+12]. Darüber hinaus spielt das Kreissägen bei der Bearbeitung von Holz als natürlichem Verbundwerkstoff eine herausragende Rolle. In diesem Bereich existieren deutlich mehr Studien, die sich sowohl den Zerspankräften, dem Werkzeugverschleiß als auch der Bearbeitungsqualität widmen [Cri+12; Kvi+14; NC19]. Untersuchungen zum Trennschleifen von FKV mit Trennscheibe sind nur aus [LKC00; HKL15; Kli16], und [BSG17] bekannt. Gegenstand der Studien ist der Einfluss kinematischer Einstellgrößen und der Durchtauchtiefe auf Kantenschädigungen, Prozesskräfte und -temperaturen. Yuan et al. verwenden zudem äußerst dünne Trennscheiben zum Schlitzen von CFK-Proben [Yua+18]. Darüber hinaus befassen sich wissenschaftliche Untersuchungen zum Trennschleifen mit Trennscheiben vorwiegend mit der Bearbeitung harter und spröder Materialien wie Stein, Beton, Keramik und Halbleitermaterial [HK03; Gla04; EBA05; Asl+09]. Ein übergreifender Forschungsschwerpunkt ist die Prozessdynamik. Ausgangspunkt ist die geringe Biegesteifigkeit der scheibenförmigen Werkzeuge, die sowohl beim Kreissägen als auch beim Trennschleifen unterschiedlicher Werkstoffe Anlass für Werkzeug- und Prozessoptimierungen darstellt [Sou22; SM77; Mau91; Zäh93].

Differenzierung nach der Schneidenausführung

Wie Bild 2.3 zu entnehmen ist, ist zur weiteren Differenzierung der zylinderförmigen und scheibenförmigen Werkzeuge die Betrachtung der Schneidengeometrie wesentlich. Sie hat unter den zuvor beschriebenen Eingriffsbedingungen erheblichen Einfluss auf die Spanbildung. Die Werkzeuge mit geometrisch bestimmter Schneide zeichnen sich

durch eine definierte Anzahl und Anordnung geometrisch eindeutig beschreibbarer Einzelschneiden aus, die beim Eingriff zu definierten Spanungsgrößen führen. Demgegenüber ist die Anzahl und Anordnung der einzelnen Schneiden bei den Werkzeugen mit geometrisch unbestimmter Schneide undefiniert. Die Schneidengeometrie und die Spanungsgrößen sind aufgrund der zufälligen Mikrogeometrie der Schneidstoffpartikel (Schleifkörner) statistischen Streuungen unterworfen.

Geometrisch bestimmte Schneide Zur vollständigen Festlegung der Schneidenspezifikation definierter Schneiden ist die Angabe der Schneidenanzahl, der Werkzeugwinkel und des Schneidstoffs erforderlich. Die Teilung T_z und der Teilungswinkel $\Delta\phi_z$ geben den Abstand zweier aufeinanderfolgender Schneiden an und sind bei einer Gleichteilung durch die Zähnezah N_z festgelegt. Die Geometrie der Schneide ist durch die Werkzeugwinkel nach DIN 6581 [DIN85] bestimmt. Hohe Bedeutung hat neben dem Einstellwinkel κ_r vor allem der Spanwinkel, welcher die Neigung der Spanfläche gegenüber der Werkzeugsbezugsebene P_r spezifiziert und in verschiedenen Ebenen des Werkzeug-Bezugssystems gemessen werden kann. Verbreitet werden der Rückspanwinkel γ_p in der Werkzeug-Rückebene P_p und der Seitenspanwinkel γ_f in der Arbeitsebene P_f angegeben. Letzterer wird bei der FKV-Bearbeitung typischerweise zu $\gamma_f = 0^\circ$ oder positiv gewählt [Sun+21]. Wie Bild 2.6 veranschaulicht, hat die herstellungs- und verschleißbedingte Verrundung der Schneide allerdings erheblichen Einfluss auf den Spanwinkel [FBW09]. Bei Schneidkantenradien, die bereits nach kurzen Vorschubwegen bis zu $r_\beta \approx 70 \mu\text{m}$ erreichen können, ist die Schneide im Einsatz gegenüber den Fasern des FKV stumpf und der effektive Seitenspanwinkel γ_f negativ [Kör15; Hin21]. Die Folge sind höhere Zerspankräfte, eine stärkere elastische Verformung des Werkstoffs und eine daraus resultierende verminderte Bearbeitungsqualität [Cap96; Hen+15; Voß+17]. Ziel der Werkzeughersteller ist daher die Herstellung möglichst scharfer und verschleißbeständiger Schneiden. Hierfür eignet sich polykristalliner Diamant (PKD) als Schneidstoff [Hin21]. Durch Fortschritte in der Beschichtungstechnologie ist auch die Verwendung von diamantbeschichtetem Hartmetall möglich [AVK10]. Die hohe Härte von Diamant verleiht den Schneidstoffen dabei die hohe Verschleißbeständigkeit, die insbesondere bei der Bearbeitung von CFK mit hochabrasiven C-Fasern von Bedeutung ist. Unbeschichtetes Hartmetall eignet sich ebenfalls als Schneidstoff und ist vor allem bei der Bearbeitung weniger abrasiver Glasfasern relevant [Sun+21].

Die Spannungsdicke h stellt sich beim Eingriff definierter Schneiden in Abhängigkeit des Einstellwinkels κ_r , der Zähnezah N_z und des Vorschubs f ein und weist über den Eingriffswinkel ϕ einen sichelförmigen Verlauf auf (vgl. Bild 2.4), der sich mathematisch wie folgt darstellen lässt:

$$h(\phi) = \frac{f}{N_z} \cdot \sin \phi \cdot \sin \kappa_r = f_z \cdot \sin \phi \cdot \sin \kappa_r \quad (2.5)$$

Hierin ist f_z der Zahnvorschub. Die mittlere Spannungsdicke h_m , die bei der halben Eingriffswinkeldifferenz $\frac{\Delta\phi}{2}$ vorliegt, ergibt sich beim Umfangsfräsen nach [DR20] zu

$$h_m = \frac{360^\circ}{\pi \cdot \Delta\phi} \cdot \frac{a_e}{D} \cdot f_z \cdot \sin \kappa_r \quad (2.6)$$

Prinzipiell begünstigen der periodische Eingriff und die stoßartigen Bauteilbelastungen beim Ein- und Austritt der definierten Schneiden Bauteilschwingungen, die unter bestimmten Bearbeitungsbedingungen kritisch werden können. Das konventionelle Kreissägen dünnwandiger FKV-Bauteile stellt bei unzureichender Abstützung und Klemmung des Bauteils einen solch kritischen Fall dar, da die Bauteilnachgiebigkeit in Schnittrichtung hier besonders hoch ist.

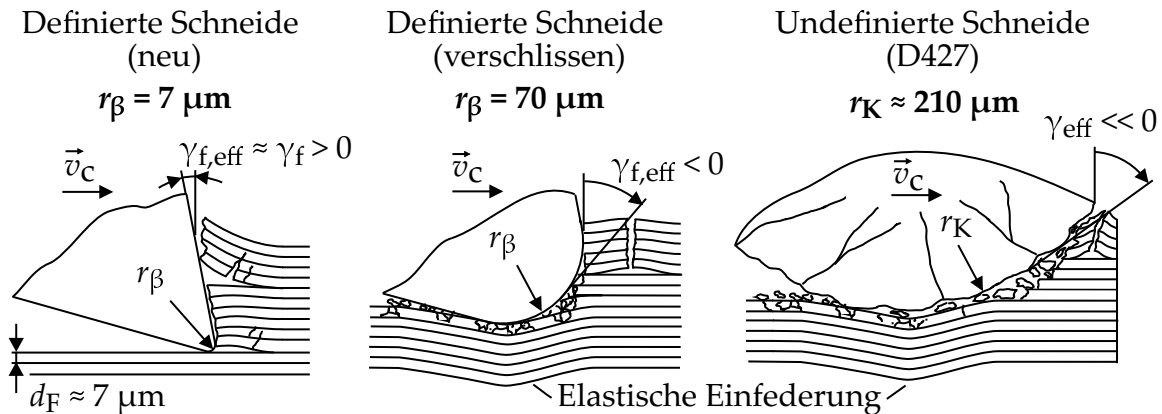


Bild 2.6: Geometrische Verhältnisse bei der FKV-Zerspanung mit geometrisch bestimmter und unbestimmter Schneide in Anlehnung an [Hin21]

Geometrisch unbestimmte Schneide Die Schneidenspezifikation geometrisch unbestimmter Schneiden erfolgt über Angaben zum Schleifbelag, bestehend aus Schleifkörnern und Bindung. Zum Trennen von FKV werden fast ausschließlich hochharte Kornwerkstoffe in galvanischer Nickelbindung eingesetzt [Klo+15; Hin21]. Die galvanische Bindung erlaubt vergleichsweise hohe Kornüberstände von $u_K \approx \frac{d_K}{2}$ und entsprechend große Porenräume. Hierdurch sind hohe Zerspanleistungen möglich, die beim Trennschleifen angestrebt werden [Bou+11; Gün23]. Zudem besteht die Möglichkeit die Werkzeuge nach Abnutzung des Schleifbelags neu zu belegen. Im Gegensatz zu anderen Bindungsarten wird jedoch meist nur eine einzelne Kornschicht aufgebracht. Als Schleifstoff wird Diamant oder kubisch kristallines Bornitrid (CBN) verwendet, wobei Diamant in der Anwendung dominiert [Soo+12; Klo+15]. Der entscheidende Vorteil, vor allem gegenüber konventionellen Schleifstoffen, ist die hohe Abrasionsbeständigkeit und die hohe Wärmeleitfähigkeit. Diese ermöglichen lange Standzeiten und eine Bearbeitung im Trockenschnitt [Hin21]. Die Spezifikation des Schleifbelags erfolgt im Falle der verwendeten hochharten Kornwerkstoffe anhand des Standards der Federation of European Producers of Abrasives (FEPA). Ein wesentlicher Unterschied zur Spezifikation konventioneller Schleifstoffe nach DIN ISO 525 [DIN22c] ist die Angabe der Korngröße in der Maschenweite des Prüfsiebs. Die Korngröße entspricht daher etwa dem mittleren Schleifkorndurchmesser d_K , angegeben in μm [HS88; Klo18b]. Beim Trennschleifen von FKV ist die Verwendung grober Körnungen von $251 \mu\text{m}$ bis $801 \mu\text{m}$ üblich [Bou+11; BF12; BSG17; Hin21]. Der Schneidkantenradius, der annähernd durch den Radius der Schleifkörner $r_K = \frac{d_K}{2}$ gegeben ist, liegt folglich etwa um den Faktor 10 über dem Schneidkantenradius definierter Schneiden r_β und um den Faktor 100 bis 200 über dem Faserdurchmesser d_F . Aus Fasersicht sind die Schleifkörner entsprechend stumpf und die Spanwinkel stark negativ, Bild 2.6. Der Trennmechanismus

läuft in der Folge unter erheblichen elastischen Verformungen und starker Reibung in der Wirkzone ab. Aufgrund der unbekanntenen Anzahl und der herstellungsbedingt zufälligen Mikrogeometrie der Schleifkörner ist es außerdem nicht möglich definierte Spannungsdicken anzugeben. Bei der Schleifbearbeitung wird daher typischerweise auf die äquivalente Spannungsdicke h_{eq} zurückgegriffen [Mei11; Klo+15; Hin21]. Diese Kenngröße beschreibt den zu einem bestimmten Zeitpunkt von allen eingreifenden Schneiden erzeugten Materialabtrag und ist wie folgt definiert:

$$h_{\text{eq}} = \frac{Q'_w}{v_c} = \frac{v_f}{v_c} \cdot a_e = \frac{a_e}{q_s} \quad (2.7)$$

Hierin ist Q'_w das bezogene Zeitspanvolumen und q_s das Geschwindigkeitsverhältnis, welches eine gängige Kenngröße der Schleiftechnologie ist.

Vergleich der kinematischen Prozessstellgrößen

Es wurde bereits erwähnt, dass mit scheibenförmigen Zerspanwerkzeugen im Vergleich zu zylinderförmigen Schaftwerkzeugen bei der Bearbeitung höhere Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten erreicht werden können. Eine Einordnung und Gegenüberstellung der Prozessgeschwindigkeiten für die verschiedenen Verfahren zeigt Bild 2.7. Dargestellt sind die Eckpunkte der in den angegebenen Studien eingestellten Parameterbereiche für v_c und v_f (konvexe Hülle). Es wird deutlich, dass mit scheibenförmigen Werkzeugen problemlos Schnittgeschwindigkeiten von $v_c \geq 40$ m/s möglich sind. Auch der Bereich der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung (HSC) ist erreichbar. Dieser beginnt nach Uhlmann sowie dem Werkzeughersteller Ceratizit für FKV-Werkstoffe bei etwa 60 m/s bis 75 m/s [Uhl12; Cer]. Studien von Attia et al. [ASM12], M'Saoubi et al. [MSa+15] und Uhlmann et al. [Uhl+16] deuten dabei positive Effekte hoher Schnittgeschwindigkeiten auf die Prozesskräfte und die Bearbeitungsqualität beim Fräsen an. Der HSC-Bereich wird mit Schaftwerkzeugen bei typischen Spindeldrehzahlen und Werkzeugdurchmessern jedoch nicht erreicht. In der Regel ist beim Einsatz von Schaftwerkzeugen $v_c \leq 20$ m/s und $v_f \leq 3,5$ m/min. Unabhängig von der Werkzeuggeometrie bewegt sich das Geschwindigkeitsverhältnis q_s bei einem Großteil der Untersuchungen im Korridor von 85 bis 1200. Je geringer das Verhältnis ist, desto größer sind nach (2.5) und (2.7) die Spannungsdicken.

2.2.2 Curved Circular Cutting

Das Curved Circular Cutting (CCC) ist eine vom IPMT der TUHH entwickelte Technologie zur Bearbeitung gekrümmter Bauteilkonturen mit scheibenförmigen Werkzeugen. Das Verfahren wurde ursprünglich zur Umsetzung mit Trennschleifscheiben entwickelt und lässt sich nach DIN 8589-11 dem NC-Umfangs-Außen-Form-Schleifen zuordnen [DIN03b]. Zusammen mit der Gühring KG wurden jedoch auch erfolgreich Werkzeugkonzepte mit definierter Schneide umgesetzt und getestet. Die speziellen Anforderungen, die das CCC an die Hüll- bzw. Makrogeometrie des Werkzeugs und die Prozesskinematik stellt, sind patentiert und wurden von Klingelhöller in [Kli16] ausführlich beschrieben. Grundsätzlich können mit dem Outer Cone Cutting (OCC)

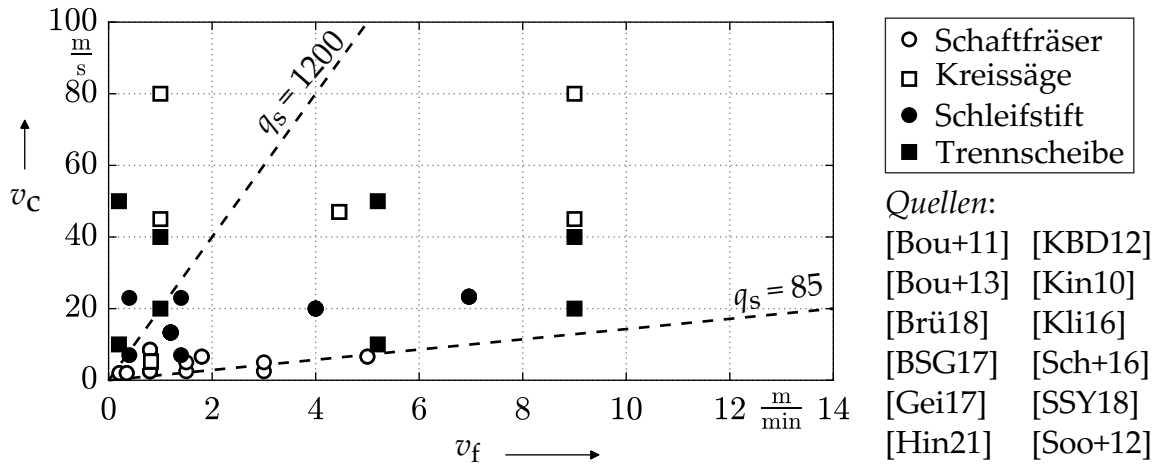


Bild 2.7: Übliche Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten verschiedener Zerspanverfahren bei der FKV-Umrissbearbeitung

und dem Front Edge Cutting (FEC) zwei Verfahrensvarianten unterschieden werden [Gei+23].

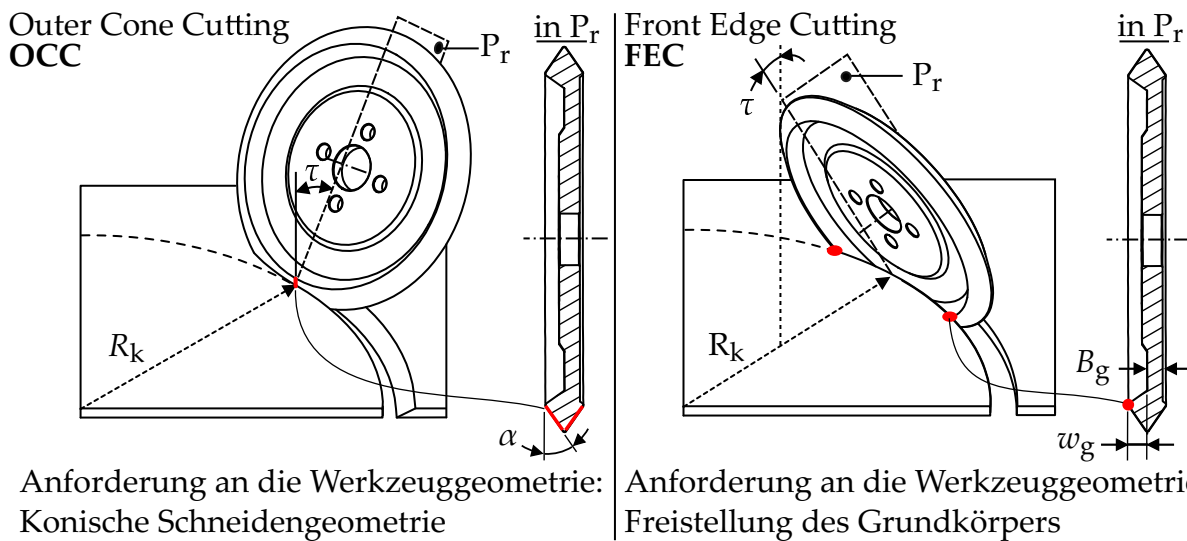


Bild 2.8: Verfahrensvarianten und Anforderungen an die Werkzeuggeometrie beim Curved Circular Cutting

Das OCC erfordert nach [HK16] eine kegelstumpf- oder doppelkegelstumpfförmige Werkzeughüllgeometrie. Die resultierende Anstellung des schneidfähigen Bereichs um den Kegelneigungswinkel α erlaubt, dass das Werkzeug bei entsprechender Kippung der Drehachse um den Seitenwinkel τ entlang einer gekrümmten Bahn geführt werden kann. Hierbei steht die Kegelmantelfläche der Werkzeughülle entlang einer Linie mit der zu fertigenden Fläche in Kontakt, Bild 2.8. Die Verfahrensvariante ist in [Kli16] entsprechend als *Linienkontakt* bezeichnet. Der theoretisch minimal erreichbare Konturradius $R_{k,min}$ ist für konvexe bzw. konkave Krümmungen in Tabelle 2.1 aufgeführt.

Für das Front Edge Cutting (FEC) ist nach [HKL14] die Freistellung w_g des Grundkörpers gegenüber dem Schneidenbereich erforderlich, Bild 2.8. Der Versatz zwischen Schneidenbereich und Grundkörper ist dabei erheblich größer als bei konventionellen

Tabelle 2.1: Theoretisch minimal erreichbare Konturradien $R_{k,\min}$ in mm in Abhängigkeit der CCC-Verfahrensvariante und in Anlehnung an [Kli16]

	konvexe Krümmung	konkave Krümmung
Outer Cone Cutting (OCC)	0	$\frac{R}{\sin \alpha}$
Front Edge Cutting (FEC)	$\frac{(f_1 \cdot \cos \tau)^2 + w_g^2}{2 \cdot w_g \cdot \cos \tau}$	$\sqrt{\left(\frac{(f_1 \cdot \cos \tau)^2 + 3 \cdot w_g^2 + 2 \cdot w_g \cdot \cos \tau \cdot B_g}{2 \cdot w_g \cdot \cos \tau}\right)^2 + f_1^2}$

scheibenförmigen Werkzeugen. Das getrennte Bauteil kann entsprechend weit in diesen Freiraum hineinragen, ohne den Grundkörper zu berühren, Bild 2.9. Auf diese Weise ist die Fertigung konvexer und konkaver Konturen möglich. Das Werkzeug steht dabei an drei Punkten mit den Schnittkanten der zu fertigenden Bauteilkontur in Kontakt, weshalb die Verfahrensvariante in [Kli16] als *Drei-Punkt-Kontakt* bezeichnet ist. Um senkrechte Schnittkanten zu erzeugen ist prinzipiell eine vom Konturradius R_k abhängige Werkzeugneigung um den Seitenwinkel τ in Richtung des Momentanpols erforderlich. Der theoretisch minimal erreichbare konvexe bzw. konkave Konturradius ist für den Grenzfall eines verschwindenden Abstands zwischen der Schnittfläche und der Seitenfläche des Werkzeuggrundkörpers für $w_s = 0$ mm Tabelle 2.1 aufgeführt. Für die geometrische Hilfsgröße f_1 gilt mit den Zusammenhängen in Bild 2.9:

$$f_1 = \sqrt{R_{\text{FEC}}^2 - \left(R_{\text{FEC}} - \frac{t_{\text{WZ}}}{\cos \tau} - \frac{t_{\text{WS}}}{\cos \tau}\right)^2} \quad (2.8)$$

Zusätzlich zur Neigung der Werkzeugachse um den Seitenwinkel τ ist beim FEC eine Neigung um den Winkel ι senkrecht zur Vorschubrichtung einstellbar. Auf diese Weise können unter Inkaufnahme einer verbreiterten Schnittfuge Konturradien $R_k < R_{k,\min}$ bearbeitet werden. Das CCC ist folglich als 5-Achs-Bearbeitung mit scheibenförmigen Werkzeugen zu verstehen und erfordert maschinenseitig eine Kinematik mit mindestens fünf Achsen.

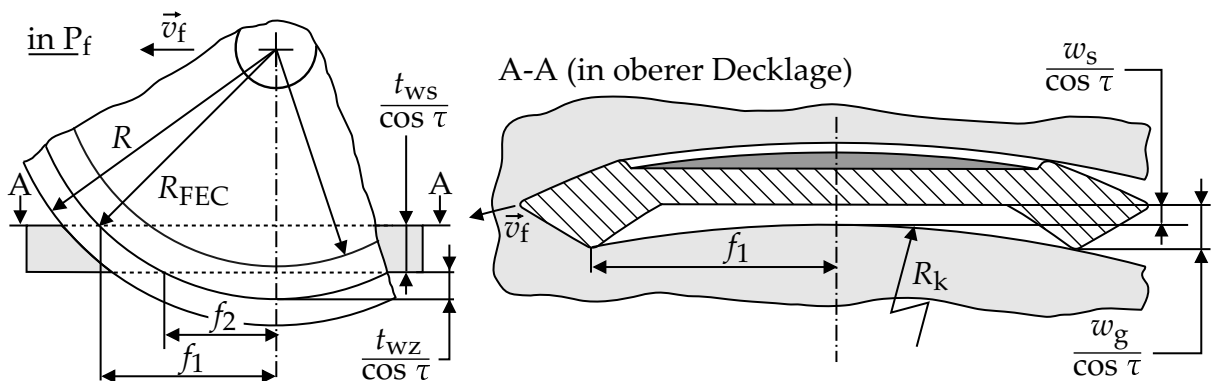


Bild 2.9: Eingriffsverhältnisse beim Front Edge Cutting (FEC)

Neben dem Curved Circular Cutting sind zwei weitere Technologien bekannt, die eine Bearbeitung gekrümmter Konturen mit scheibenförmigen Werkzeugen ermöglichen. Die erreichbaren Bauteilkrümmungen sind in beiden Fällen jedoch deutlich

geringer. Yamada et al. nutzen konventionelle scheibenförmige Werkzeuge mit geringer Biegesteifigkeit. Diese werden mittels spezieller Werkzeugaufnahme gezielt verformt, um die Werkzeuggeometrie der Krümmung des Bauteils anzupassen [Yam+12; YS14]. Von diesem Ansatz hebt sich das CCC durch den Einsatz eigensteifer Werkzeuge ab. Es werden höhere B/D-Verhältnisse als bei konventionellen Werkzeugen gewählt, um höhere Biegesteifigkeiten zu erreichen und werkzeugverformungsinduzierte Konturabweichungen am Bauteil möglichst gering zu halten. Die Firma *C6 Composite Tooling* bietet als zweite Alternative Scheibenwerkzeuge mit Durchmessern $D \leq 125$ mm aus Vollhartmetall an, deren Schneidenbereich an den Seitenflächen zum Werkzeugmittelpunkt verlängert ist. Hierdurch wird ein Freischneiden des Werkzeugs und damit die Bearbeitung gekrümmter Konturen ermöglicht. Beim Freischneiden stellen sich jedoch Querkräfte ein, die mit zunehmender Bauteilkrümmung schnell ansteigen. Die Werkzeuge weisen ansonsten keine speziellen Geometriemerkmale am Grundkörper oder Werkzeugumfang auf.

2.2.3 Schneideneingriff und Trennmechanismen bei der FKV-Bearbeitung

Bei der Zerspanung endlosfaserverstärkter FKV wird der Trennvorgang neben der Schneidengeometrie auch erheblich von den Eingriffsverhältnissen der Schneide bezüglich der Faserrichtung beeinflusst. Ursächlich ist das in Abschnitt 2.1.2 beschriebene transversal isotrope mechanische Werkstoffverhalten. Abhängig von der Ausrichtung der Schneide und der Schnittrichtung zur Faser treten in der Zerspanzone unterschiedlichste mechanische Belastungen im Verbund auf, die nach Bild 2.2 unterschiedliche Bruch- und Rissmechanismen zur Folge haben. Wie die Ausführungen in Abschnitt 2.2.4 zeigen werden, wirkt sich dies erheblich auf die Kräfte, Temperaturen und Bearbeitungsqualität sowie den Verschleiß bei der FKV-Bearbeitung aus [Che+14]. Der Trennprozess unterscheidet sich damit maßgeblich von der Spanbildung bei homogenen Werkstoffen. Ein vergleichbares Werkstoff- und Trennverhalten finden sich bei der Holzspannung.

Aus der Begutachtung der Fachliteratur geht hervor, dass Zerspanversuche zur Untersuchung des Trennverhaltens meist im Orthogonalschnitt an UD-Plattenmaterial durchgeführt werden, wobei die Schnittrichtung in der UD-Schicht bzw. der Transversalebene P_T gezielt gegenüber der Faserrichtung variiert wird (vgl. Bild 2.10). Diese Versuchsbedingungen werden von Hintze als θ -Orthogonalschnitt bezeichnet [Hin21] und sind auch aus der Holzspannung bekannt [Kiv50; Dav10]. Die hohe wissenschaftliche Bedeutung ist darauf zurückzuführen, dass mit dem θ -Orthogonalschnitt die Eingriffsbedingungen beim verbreitet eingesetzten Umfangsfräsen abbildet werden. Unter den entsprechenden Randbedingungen hat Rummenhölter [Rum96] für definierte Schneiden die in Bild 2.10 (links) dargestellten Trennmechanismen identifiziert, welche für FKV und Holz vielfach bestätigt wurden [WZ03; Sch14; LCT16; Brü18; Fis98; Reh02]. Wie bereits von Koplev festgestellt, ist der Trennmechanismus entscheidend vom Fasertrennwinkel θ abhängig [KLV83]. Dies gilt auch bei der Bearbeitung mit undefinierter Schneide, wenngleich die exakten Trennmechanismen hier kaum untersucht sind [Yua+18]. Der Fasertrennwinkel θ spezifiziert hierbei die Lage der Schnittrichtung \vec{v}_c bezüglich der ungetrennten Faser in der Transversalebene des Laminats und ist durch die Prozesskinematik sowie die Faserorientierung bestimmt. Die Faserorientierung beschreibt wiederum die Lage der Vorschubbewegung \vec{v}_f zur Faser

in der Transversalebene und wird über den Faserorientierungswinkel Φ angegeben, der ausgehend von \vec{v}_f mathematisch positiv gemessen wird, Bild 2.10 (rechts).

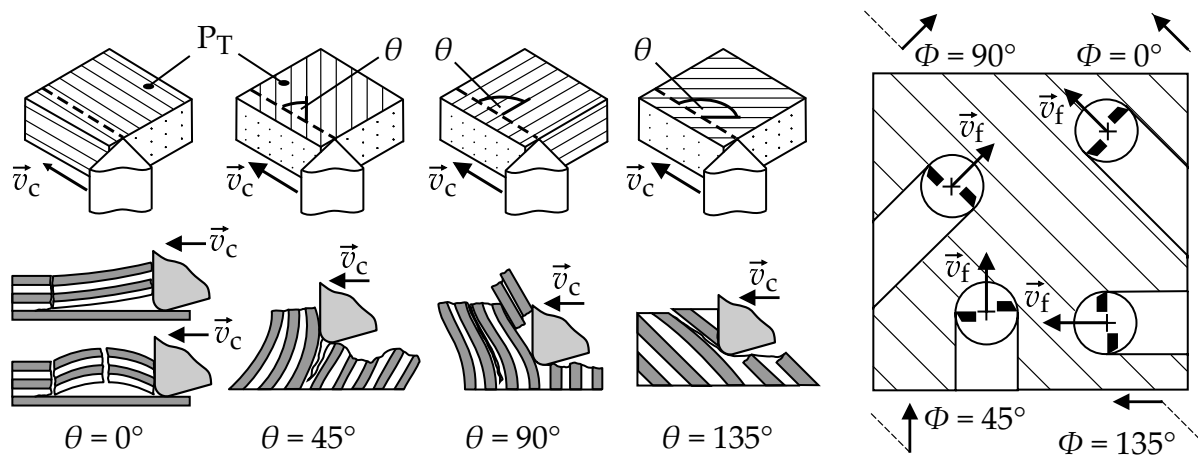
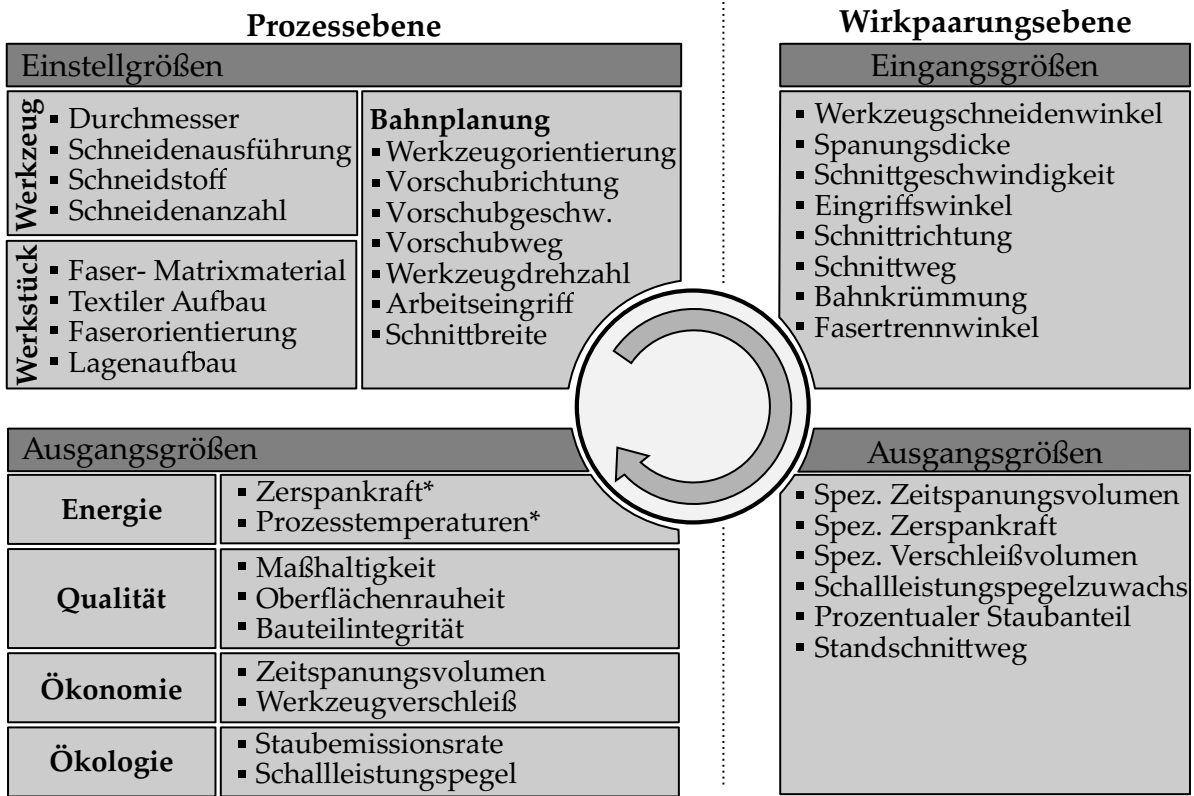


Bild 2.10: Trennmechanismen bei der FKV-Zerspanung nach [Rum96] und Definition des Fasertrennwinkels und Faserorientierungswinkels in Anlehnung an [Hin21]

Es ist zu beachten, dass es mit der eingeführten Definition des Fasertrennwinkels nicht möglich ist, Eingriffsbedingungen am FKV abzubilden, die vom θ -Orthogonalschnitt abweichen. Bei vielen Bearbeitungsverfahren in der industriellen Praxis liegen jedoch abweichende Eingriffsbedingungen vor. Dies ist beispielsweise beim Bohren, aber auch beim Kreissägen, Trennschleifen mit Trennscheibe und beim Curved Circular Cutting der Fall. Bei diesen Verfahren erfolgt die Schnittbewegung nicht zwangsläufig in der Laminebene des FKV bzw. sind die Schneidebene P_s und Schneide nicht zwangsläufig senkrecht zum Laminat ausgerichtet. Vielmehr können die Schnittrichtung, Schneideebene und Schneide abhängig von der Prozesskinematik und Werkzeuggeometrie beliebige räumliche Orientierungen zu den Fasern des FKV aufweisen. Um entsprechende Zerspanbedingungen eindeutig beschreiben zu können, wurde in [Hin21] ein neuartiges System eingeführt, das anstelle des konventionellen Fasertrennwinkels auf drei Winkeln basiert. Neben dem weitläufig bekannten Schneideneigungswinkel λ_s sind dies der räumliche Fasertrennwinkel θ_0 und der räumliche Eingriffswinkel φ_0 . Aufgrund der hohen Bedeutung für die Untersuchungen und Modellierung dieser Arbeit werden die Winkel und das aufbauende System in Kap. 3 ausführlicher beschrieben.

2.2.4 Prozessausgangsgrößen

Bei den Prozessausgangsgrößen handelt es sich um Kenngrößen des Zerspanprozesses, die der Bewertung des Bearbeitungsvorgangs bzw. des Standvermögens dienen, Bild 2.11. Sie haben eine hohe Bedeutung für Prozessplanung und erfassen den Prozess entweder auf makroskopischer Ebene (Prozessebene) oder auf Ebene der einzelnen Werkzeugschneide (Wirkpaarungsebene) [Got03]. Wie die folgenden Abschnitte zeigen, wirkt sich das richtungsabhängige Werkstoffverhalten endlosfaserverstärkter FKV deutlich auf die verschiedenen Kenngrößen aus.



*die Kenngrößen sind keine energetischen Kenngrößen, stehen aber in unmittelbarer Verbindung mit der Prozessenergie

Bild 2.11: Wirkpaarungseingangsgrößen als verfahrensunabhängige Einflussgrößen auf den Zerspanungsprozess in Anlehnung an [Got14] und [DT11]

Zerspankraft

Die Zerspankraft F ist die mit Abstand bedeutendste Kenngröße in der Zerspanung. Sie kann nach DIN 6584 [DIN82] in verschiedene Komponenten zerlegt werden, wobei im Falle einer schnittrichtungsbezogenen Aufteilung die Schnittkraft F_c , Schnittnormalkraft F_{cN} und Passivkraft F_p resultieren. Bei der Bearbeitung homogener Werkstoffe werden der Betrag und die Richtung der Zerspankraft von den physikalischen Werkstoffeigenschaften, der Schneidengeometrie und den geometrischen Eingriffsverhältnissen bestimmt [DT11]. Die Eingriffsverhältnisse legen dabei unter anderem die Spanungsbreite b und die Spannungsdicke h fest. Letztere ändert sich beim Einsatz rotierender Werkzeuge nach Gl. (2.5) periodisch mit dem Eingriffswinkel, weshalb auch die Kräfte entsprechenden Schwankungen unterworfen sind. Bei der Bearbeitung von endlosfaserverstärkten FKV hängt die Zerspankraft darüber hinaus empfindlich vom Fasertrennwinkel θ ab [Bha+95; PH99]. Dies zeigt sich beispielsweise beim Drehen von unidirektionalen CFK-Platten mit konstanter Spannungsdicke, Bild 2.12. Der sich über Fasertrennwinkel einstellende periodische Verlauf der Gesamtzerspankraft und ihrer Anteile resultiert aus den unterschiedlichen Trennmechanismen. Der Effekt ist im Vergleich zum Einfluss der Spannungsdicke dominant [HHG12] und wurde an verschiedenen FKV-Werkstoffen mit unterschiedlichen Bearbeitungsverfahren mit definierter und undefinierter Schneide nachgewiesen [CR99; PRB12; KBD12; Men+15; Bou+18; Voß+19]. Das Kraftniveau der Schnittnormalkraft liegt dabei verfahrensübergreifend

über dem Niveau der Schnittkraft.

Die Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit wirken sich hauptsächlich über das Geschwindigkeitsverhältnis q_s bzw. den davon abhängigen Zahnvorschub f_z auf die Zerspankraft aus. Hohe Vorschubgeschwindigkeiten und geringe Schnittgeschwindigkeiten führen dabei sowohl bei definierter Schneide (Gl. (2.5)) als auch bei undefinierter Schneide (Gl. (2.7)) zu höheren maximalen Spannungsdicken, die mit höheren Kräften einhergehen [Had+13; Bou+13; An+15].

In verschiedenen Studien mit definierter Schneide wurde zudem nachgewiesen, dass die Schnittkraft mit abnehmendem Spanwinkel und die Schnittnormalkraft mit abnehmendem Freiwinkel steigt [KLV83; Cap96; Hen+15]. Die Abnahme des Freiwinkels ist dabei ein typischer verschleißbedingter Effekt.

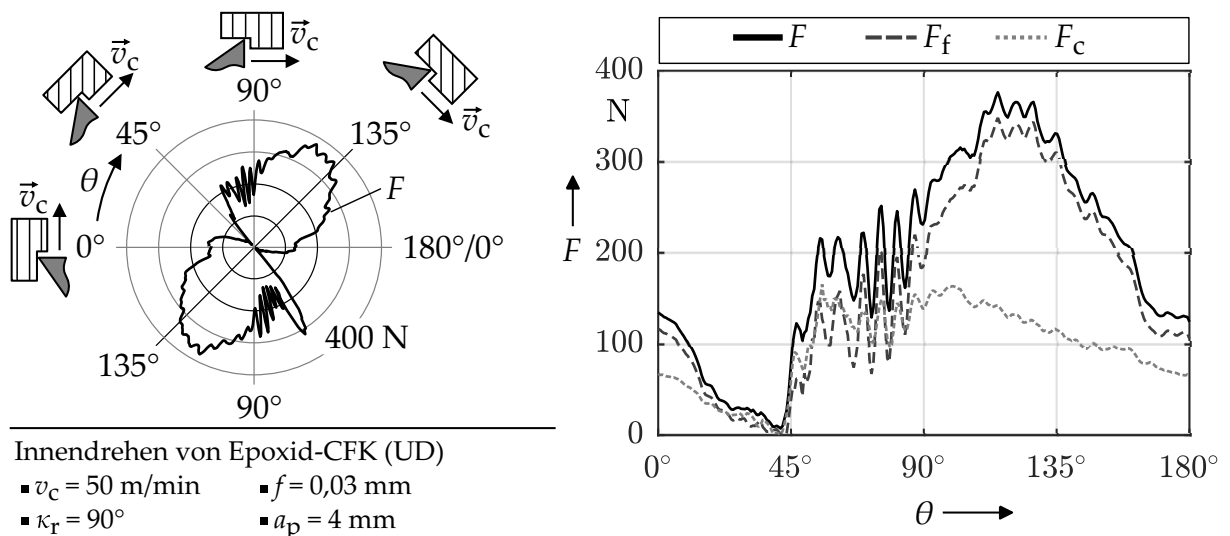


Bild 2.12: Zerspankraft und Zerspankraftanteile in Abhängigkeit des Fasertrennwinkels θ beim Innendrehen von UD-CFK

Prozesstemperaturen

Zur Abfuhr der Prozesswärme aus der Wirkzone wird bei der FKV-Zerspaltung ebenso wie bei der Metallzerspannung ein hoher Wärmestrom in die Späne angestrebt. Ziel ist es die Temperaturerhöhungen im Werkzeug und Werkstück gering zu halten, um erhöhtem Werkzeugverschleiß und thermischen Schädigungen in der Randzone des Werkstücks vorzubeugen [Hin21]. Dies gilt vor allem bei der Trockenbearbeitung. Besonders kritisch sind in diesem Zusammenhang die geringen Grenztemperaturen der polymeren Matrixwerkstoffe. Bereits vor der Aufschmelzung (Thermoplast) oder Zersetzung (Duromer) kommt es im Bereich der Glasübergangstemperatur T_g zu signifikanten Verschlechterungen der mechanischen Eigenschaften. Von verschiedenen Autoren wurde oberhalb von T_g eine deutliche Abnahme der Steifigkeit und Festigkeit des Matrixmaterials nachgewiesen und eine damit einhergehende Verschlechterung der Oberflächen- und Kantenqualität beobachtet [KO16; Wan+16]. Die Glasübergangstemperatur kann hierbei je nach Matrixmaterial bereits bei $T_g = 65^\circ\text{C}$ liegen [Hin21].

Um Material- und Werkzeugschädigung mittels hoher Wärmestromanteile in die Späne zu vermeiden, ist eine schnelle Abfuhr der Späne aus der Kontaktzone erforderlich (Vermeidung sekundärer Wärmeübergang). Die Aufteilung des restlichen

Wärmestroms in Werkzeug und Werkstück hängt neben den physikalischen Eigenschaften des Schneid- und Werkstoffs von der Anfangstemperaturdifferenz zwischen Werkzeug und Werkstück, der Kontaktzeit und -fläche sowie dem Werkzeugverschleiß ab [Hin21]. Einen erheblichen Effekt hat zudem der Fasertrennwinkel [Kin10; HSS14; HK17]. Senkrecht zur Schnittkante orientierte Fasern begünstigen den Wärmetransport ins Werkstück, da die Fasern in Faserrichtung eine äußerst höhere Wärmeleitfähigkeit aufweisen [Meh+19]. Kann die Prozesswärme über die Späne nur schlecht abgeführt werden (z. B. Fräsen im Vollschnitt), ist der Wärmestrom ins Werkzeug typischerweise höher als ins Werkstück. Dies gilt insbesondere zu Bearbeitungsbeginn. Hiervon ausgehend nimmt der Wärmestrom ins Werkstück mit dem Vorschubweg zu. Um dieser Tendenz entgegenzuwirken, ist der Einsatz von Diamant als Schneidstoff vorteilhaft. Dessen hohe Wärmeleitfähigkeit wird sowohl bei definierter Schneide (PKD, Diamantbeschichtung) als auch undefinierter Schneide (Diamantkorn) zur Wärmeabfuhr über das Werkzeug genutzt. Vor allem bei der stark reibungsbehafteten und thermisch kritischen FKV-Bearbeitung mit undefinierter Schneide sind andere Schneidstoffe mit geringerer Wärmeleitfähigkeit praktisch nicht ohne Kühlung einsetzbar [Hin21].

Werkzeugverschleiß

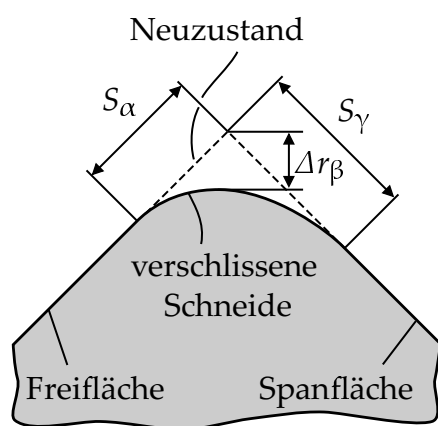
Bei der spanenden Bearbeitung von FKV wirken mit Abrasion, Adhäsion und Oberflächenermüdung drei Verschleißmechanismen auf das Werkzeug. Diese führen bei definierter und undefinierter Schneide zu jeweils charakteristischen Verschleißformen und -messgrößen, welche nachfolgend beschrieben sind. In beiden Fällen ist das Resultat allerdings identisch: Der Verschleiß bewirkt einen Anstieg der Zerspankräfte und Temperaturen [Cap96] und eine damit einhergehende Abnahme der Bearbeitungsqualität [Har12].

Geometrisch bestimmte Schneide Bei Fräs- und Sägewerkzeugen aus Hartmetall und PKD dominiert der abrasive Verschleiß. Dieser ist insbesondere zu Beginn der Einsatzdauer stark ausgeprägt und weist eine Abhängigkeit vom Fasertrennwinkel auf [Ili08; Voß17; Brü18]. Die FKV-Fasern bewirken hierbei einen mechanischen Abrieb der Kobalt-Bindephase im Schneidstoff, wodurch die Schneidenverrundung und der Freiflächenverschleiß zunehmen [Rei91; Tet02; Hin21]. Beide Effekte treten verstärkt bei höheren Schnittgeschwindigkeiten auf [SS83; PD09]. Zur geometrischen Beschreibung der resultierenden Schneidengeometrie eignen sich nach [Kör15] die von Denkena et al. [DLB11] eingeführten Kenngrößen aus Bild 2.13 (links). Insbesondere die Schneidenabflachung Δr_β erweist sich als zuverlässige und stabile Messgröße bei der FKV-Bearbeitung. Bei Werkzeugen aus diamantbeschichtetem Hartmetall spielt der abrasive Verschleiß aufgrund der hohen Härte der homogenen Diamantschicht zunächst keine Rolle. Die thermomechanische Wechselbeanspruchung während des periodischen Schneideneingriffs führt allerdings zur Ausbildung von Mikrorissen in der Beschichtung, was letztlich zu deren Ablösung führt. In der Folge tritt ebenfalls abrasiver Verschleiß am freigelegten Hartmetallsubstrat auf. Unabhängig vom Schneidstoff können zudem Faser-Matrix-Agglomerate an der Schneide anhaften (Adhäsion).

Geometrisch unbestimmte Schneide Die beim Trennschleifen von FKV verwendeten hochharten Schleifkörper aus Diamant und CBN verschleifen vorwiegend durch Absplittern und Ausbrechen beim schlagartigen Werkzeugeintritt und -austritt [Soo+12;

Hin21]. Zusätzlich kommt es an exponierten Kanten der Schleifkörner unter Einwirkung der abrasiven FKV-Fasern zu einem Materialabrieb. Die resultierende Verrundung und Abflachung der Körner äußert sich unter anderem in einer kontinuierlich zunehmenden Verschleißmarkenbreite [Kin10; AAN12]. Bedingt durch die hohe Schneidenanzahl schreitet der abrasive Verschleiß allerdings nur langsam voran. Kann eine Zusetzung des Spanraums mit anhaftenden Faser-Matrix-Agglomeraten (Adhäsion) vermieden werden, sind im Vergleich zu definierter Schneide entsprechend höhere Werkzeugstandzeiten möglich. Die Gefahr der Zusetzung besteht dabei insbesondere im Fall der Trockenbearbeitung zäher Matrixwerkstoffen und bei niedrigen Geschwindigkeitsverhältnissen q_s [Bou+11; Hin21]. Treten Anhaftungen auf ist deren Beseitigung teilweise durch Pyrolyse [Kin10] oder durch die Bestrahlung mittels Druckluft, Abrasivmittel oder Laser möglich [SLJ10]. Ohne erfolgreiche Reinigung führt die Zusetzung in Kombination mit der Abrasion des Schleifbelags zu einer Einebnung der Schleifbelagstopographie, Bild 2.13 (rechts). Diese Einebnung lässt sich nach [Wei+17] über die Traglastflächenkurve quantifizieren und geht mit einer abnehmenden Schneidfähigkeit einher. In der Folge stellen sich höhere Zerspankräfte ein, die ein Ausbrechen der Körner aus der Bindung begünstigen [Soo+12]. Bei den verwendeten Schleifwerkzeugen mit galvanischer Bindung ist dies im Gegensatz zu konventionellen Schleifwerkzeugen nicht gewünscht, da die Selbstschärfung des Belags prinzipbedingt nicht möglich ist.

Geom. bestimmte Schneide



Geom. unbestimmte Schneide

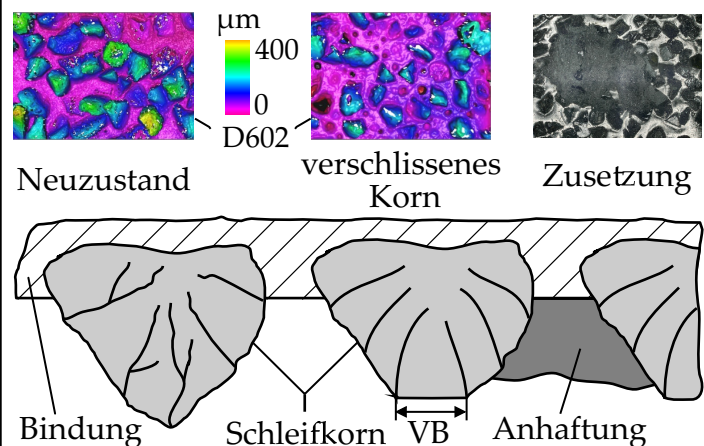


Bild 2.13: Charakterisierung des Werkzeugverschleiß bei geometrisch bestimmter Schneide nach [DLB11] (links) und geometrisch unbestimmter Schneide in Anlehnung an [Kin10] (rechts)

Werkstückqualität

Zur Beurteilung der Bearbeitungsqualität werden die Makro- und Mikrogeometrie der gefertigten Flächen sowie die Beschaffenheit der zugehörigen Schnittkanten betrachtet. Bei der Umrissbearbeitung ist dabei ausschließlich die Qualität an der Kontur des gefertigten Bauteils relevant. Die Qualität am abgetrennten Bauteilverschnitt spielt keine Rolle.

Maß- und Formabweichung Maß- und Formabweichungen sind bei der Bearbeitung der meist dünnwandigen FKV-Bauteile in erster Linie auf unerwünschte Bauteilverfor-

mungen unter Einwirkung der Gewichts- und Prozesskräfte zurückzuführen. Hierbei sind makroskopische Verformungen senkrecht zum Laminat und mikroskopische, faserentrenwinkelabhängige Einfederungen parallel zum Laminat zu unterscheiden. Weiterhin kann sich bei ausgeprägtem Werkzeugverschleiß auch ein Versatz der Schneiden auf die Fertigungsgenauigkeit auswirken, sofern die Werkzeugbahn nicht kompensiert wird. [Dav10; Del+19; Hin21]

Oberflächenqualität Neben den Maß- und Formabweichungen hat insbesondere die Rauheit der bearbeiteten Flächen einen hohen Stellenwert. Zur Angabe werden überwiegend die Rauheitskenngrößen R_a , R_z und R_t genutzt [Kin10; CZM12; Wan+17]. Diese werden innerhalb der Oberfläche entlang einer linearen Messstrecke aufgenommen und sind in DIN EN ISO 21920-2 spezifiziert [DIN22b]. Verschiedene Autoren weisen jedoch darauf hin, dass die entsprechenden Kenngrößen aufgrund des inhomogenen Aufbaus von FKV-Werkstoffen kaum eindeutig zu erfassen und für eine ganzheitliche Bewertung ungeeignet sind [WRA95; ALB12; Dub+17]. Insbesondere die Angabe von R_a wird in diesem Zusammenhang als nicht zweckmäßig angesehen [Tei+17]. Duboust et al. empfehlen daher die Verwendung der Flächenrauheiten S_a , S_z und S_v nach DIN EN ISO 25178-2 [DIN23], die mittels optischer Vermessung bestimmt werden [Dub+21].

Die Rauheit bearbeiteter Flächen an endlosfaserverstärkten FKV ist nach Kindler und Hintze vom Faserentrenwinkel abhängig und im Fall spröder Fasermaterialien rein geometrisch durch die theoretische Rauheit R_{th} nach oben begrenzt [Kin10; Hin21]:

$$R_{th} \leq \frac{2 + \sqrt{2}}{2 \cdot \sqrt{2}} \cdot d_F$$

Untersuchungen im θ -Orthogonalschnitt bestätigen, dass dies bei der Bearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide auch annähernd der Fall ist, sofern der Trennwinkelbereich um $\theta = 45^\circ$ ausgenommen wird. Bei entsprechenden Faserentrenwinkeln hakt die Schneide in Folge interlaminaarer Rissbildung unter den Fasern ein und reißt größere Bruchstücke aus der Oberfläche heraus, Bild 2.14 (links). Die Rauheit ist in diesen Bereichen deutlich erhöht [WZ03; Dav10; El+11; PRB12; Hin21]. Ergebnisse von Schütte belegen, dass dieser FKV-typische Effekt grundsätzlich auch bei räumlichen Eingriffsbedingungen der Schneiden auftritt [Sch14]. Die Ausprägung der Schädigung lässt dabei über die räumliche Ausrichtung der Schneide zu den Fasern des FKV beeinflussen, Bild 2.14 (rechts).

Duboust et al. zeigen, dass auch der Einfluss der Prozessparameter und des Verschleißzustands auf die Rauheit vom Faserentrenwinkel abhängen [Dub+21]. Dies erklärt die teilweise widersprüchlichen Ergebnisse zum Einfluss der Schnitt- der Vorschubgeschwindigkeit [Had+13; SL95]. Tendenziell nimmt die Oberflächenrauheit aber mit dem Zahnvorschub, der Schnittgeschwindigkeit und dem Werkzeugverschleiß zu [Tet02; Dub+21].

An geschliffenen Bauteilkanten ist die gefertigte Oberfläche maßgeblich durch die sich abbildenden Eingriffsbahnen der Schleifkörner bestimmt, Bild 2.15 (links) [Bou+11; Soo+12]. Diese entstehen durch den Abtrag von Werkstoffpartikeln in Schnittrichtung und eine Abdrängung des Matrixmaterials senkrecht dazu. Die konventionellen Rauheitskenngrößen (Linienrauheiten) unterscheiden sich längs und quer dieser Eingriffsbahnen erheblich. Für eine ganzheitliche Bewertung empfiehlt sich daher insbesondere

bei undefinierter Schneide die Angabe der Flächenrauheit. Wie Untersuchungen von Boudelier [Bou+11], Biermann [BF12] und Soo [Soo+12] belegen, korreliert die Rauheit erwartungsgemäß mit der Korngröße d_K des Abrasivbelags, da die Tiefe der Eingriffsbahnen die theoretische Rauheit R_{th} des FKV deutlich übersteigt, Bild 2.15 (rechts). Im Vergleich spielen die Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit zumindest beim Trennschleifen mit Schleifstift nur eine untergeordnete Rolle [AAN12; Shy+21]. Von Hu et al. wurden jedoch auch deutliche Oberflächenausbrüche bei Fasertrennwinkeln von $\theta \approx 45^\circ$ beobachtet [HZ03; HZ04]. Diese lassen sich aufgrund der stark negativen Spanwinkel und der großen Radien der Schleifkörner im Vergleich zum Faserdurchmesser allerdings nicht auf ein Einhaken wie bei definierter Schneide zurückzuführen. Der zugrundeliegende Mechanismus ist bisher nicht geklärt.

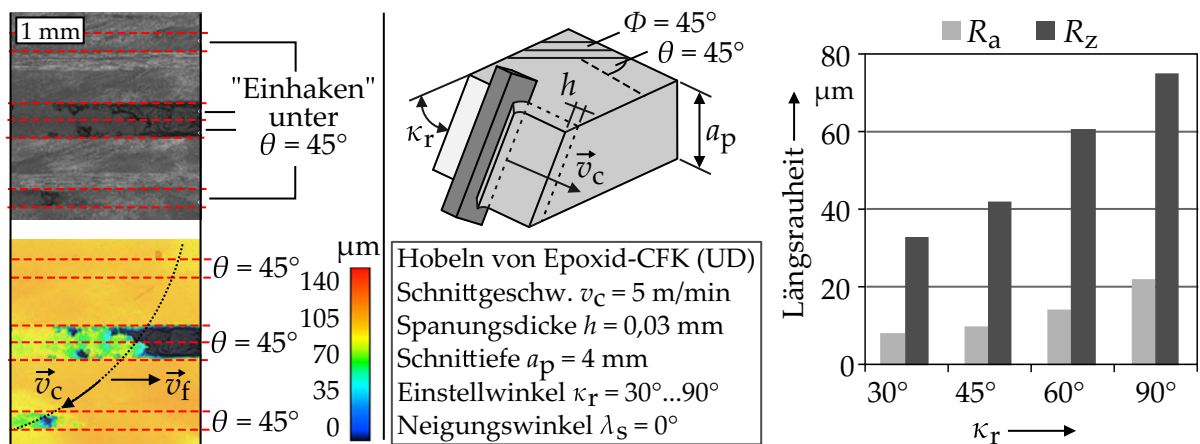


Bild 2.14: Charakteristische Schädigung beim Sägen von Epoxid-CFK (MAG) in Laminatlagen mit $\theta = 45^\circ$ nach [SSY18] (links) und Längsrauheiten beim Hobeln von Epoxid-CFK (UD) unter $\theta = 45^\circ$ bei räumlichen Schneidenneigungen nach [Sch14] (rechts)

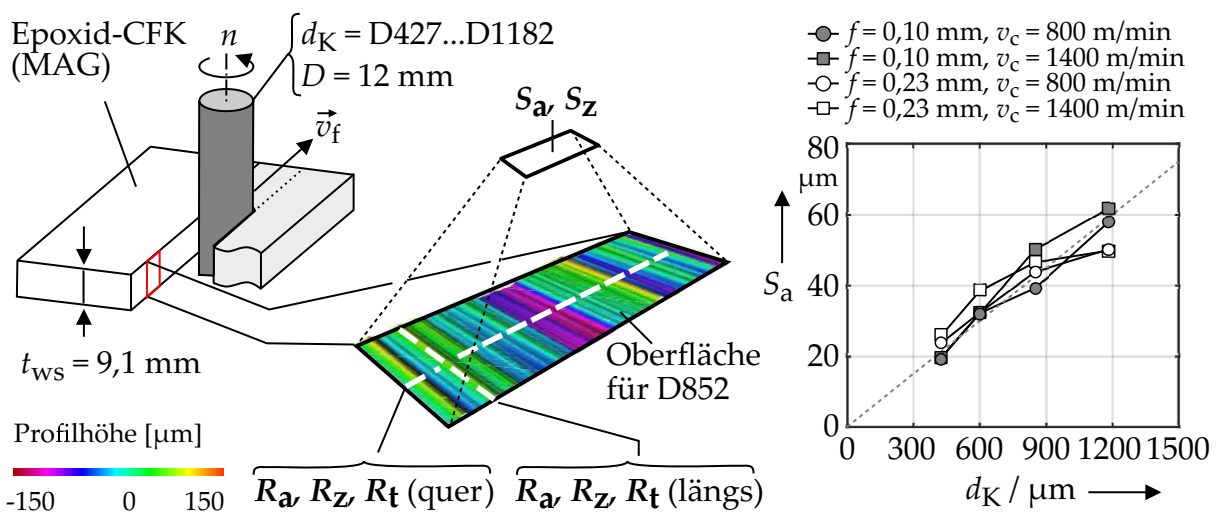


Bild 2.15: Rauheitskenngrößen und Einfluss der Korngröße auf die Rauheit beim Trennschleifen mit Schleifstift nach [Bou+11]

Kantenqualität Ein charakteristisches Schadensbild an bearbeiteten FKV-Bauteilkanten ist das Auftreten von Kantenschädigungen an den Decklagen des Laminats. Zur Klassifizierung haben Colligan und Ramulu [CR92] das in Bild 2.16 (links) gezeigte System eingeführt. Wie von Hintze et al. nachgewiesen wurde, treten die Fälle II und III in der Praxis jedoch nicht alleine, sondern nur in Kombination mit Fall I auf [HH13; HCK15]. Ursächlich ist, dass Faserüberstände bei einer Ausweichbewegung der Fasern entstehen, welche zwangsläufig mit einer Ablösung der Fasern von der darunterliegenden Schicht einhergeht. Die beschriebene Ausweichbewegung und die damit verbundene Entstehung von Faserüberständen und Tiefenschädigungen tritt auf, sofern der Schneideneingriff unter bestimmten Eingriffsbedingungen zu einer Biegung der Fasern führt. Bewirkt der Schneideneingriff dagegen eine Knickung der Fasern werden die Fasern sukzessive abgetrennt und es sind keine Kantenschädigungen zu beobachten [HHS11; Har12; HH13]. Für den Fall, dass die Schnittbewegung in der Laminebene des FKV liegt (Umfangsfräsen, Umfangsschleifen mit Schaftwerkzeug), ist das Auftreten von Biegung und Knickung vor allem vom Fasertrennwinkel abhängig. Als kritisch erweist sich der Fasertrennwinkelbereich $90^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$, in dem es an beiden Laminatdecklagen zur Delaminationsentstehung kommt [Hin21], Bild 2.16 (Mitte). Hat die Schnittbewegung beim Kreissägen oder Trennschleifen mit Trennscheibe Anteile senkrecht zur Laminebene tritt eine Faserbiegung und resultierende Kantenschädigung vorwiegend an der Decklage auf, an der die Werkzeugschneiden austreten [Sch+16; SSY18; HB18].

Unabhängig von den geometrischen Eingriffsverhältnissen bestätigen Zerspanversuche mit definierter Schneide, dass hohe Zahnvorschübe und geringe Schnittgeschwindigkeiten die Kantenschädigung verstärken [DR05; She09; Sch+16]. Zudem begünstigt ein erhöhter Werkzeugverschleiß die Ausprägung der Delamination [Hoh92; GEP04; HHS11]. Vergleichbare Tendenzen wurden prinzipiell auch bei der Zerspanung mit undefinierter Schneide nachgewiesen [BSG17]. Die Schädigungen sind an geschliffenen Kanten jedoch insgesamt deutlich weniger stark ausgeprägt und können unter Umständen sogar vermieden werden [CR99; Soo+12]. Dies ist einerseits auf die geringen Spannungsquerschnitte und Zerspankräfte am Einzelkorn und andererseits auf die geometrischen Verhältnisse beim Schneideneingriff zurückzuführen [Bou+11]. Der aus dem großen Korndurchmesser resultierende stark negative Spanwinkel und die zahlreichen Kanten an den Schleifkörnern begünstigen hierbei die Knickung der Fasern, was ein Zerbrechen in kleinste Bruchstücke zur Folge hat.

Zur quantitativen Beurteilung der Kantenqualität werden bei der Umrissbearbeitung typischerweise die Kenngrößen aus Bild 2.16 (rechts) herangezogen [Hin21]. Sowohl die Ausprägung der Tiefenschädigung l_{dt} als auch die Länge der Faserüberstände l_{df} wird senkrecht zur Schnittkante bestimmt. Bei Bedarf können aus diesen Kenngrößen übergeordnete Kennzahlen ermittelt werden, um eine zuverlässige und vergleichbare Qualitätsbewertung im industriellen Umfeld zu ermöglichen [Zem+15]. Sofern definierte Grenzwerte nicht überschritten werden, werden die Kantenschädigungen in der Regel akzeptiert oder durch Nacharbeit beseitigt. Sollen Delaminationen vollständig vermieden werden besteht die Möglichkeit, die Decklagen von FKV-Bauteilen vor oder während der Bearbeitung in einem zusätzlichen Prozessschritt vorzuritzen. Das aus der Holzspannung bekannte Vorgehen ist mittels spanender Bearbeitung [NS05; GKH14] oder Laserbearbeitung [Hin+16] möglich.

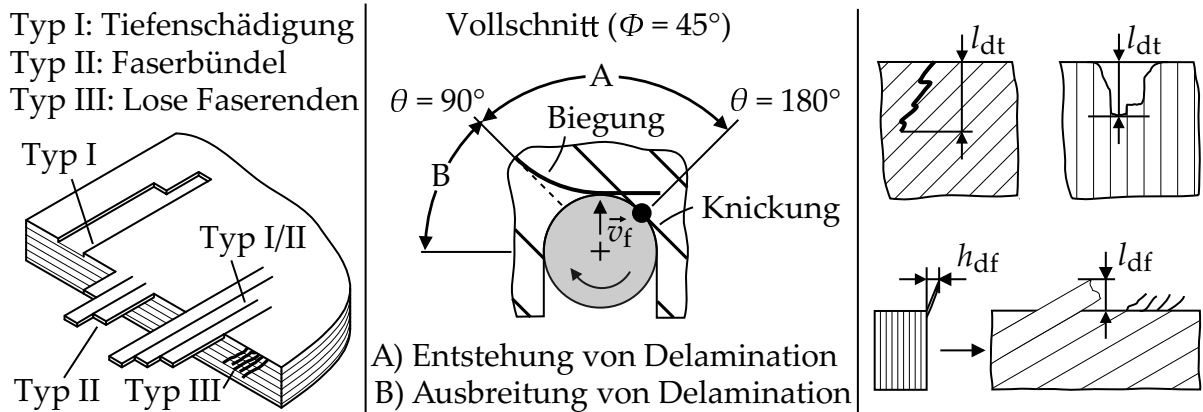


Bild 2.16: Klassifizierung der Kantenschädigung nach [CR92] (links), Delaminationsentstehung und- ausbreitung nach [Har12] (Mitte) und Kenngrößen zur Erfassung der Delaminationsausprägung nach [Hin21] (rechts)

2.3 ZERSPANKRAFTBERECHNUNG

Die modellgestützte Vorhersage der Zerspankraft hat unter anderem für die Auslegung und Optimierung von Bearbeitungsprozessen und -werkzeugen eine hohe Bedeutung. Für die Berechnung werden in der Literatur im Wesentlichen zwei alternative Ansätze verfolgt. Eine Möglichkeit besteht in der Nachbildung des Spanbildungsvorgangs durch geeignete Material- und Reibmodelle und die anschließende numerische Lösung der beschreibenden Differentialgleichungen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM). Entsprechende Ansätze liefern jedoch nur bei elementaren Zerspanbedingungen sowie kleinen räumlichen und zeitlichen Skalen ausreichende Genauigkeiten. Sie werden daher vorwiegend im akademischen Bereich genutzt, um grundlegende Mechanismen und Zusammenhänge zu untersuchen. Die makroskopische Betrachtung von Zerspanprozessen unter Berücksichtigung der vollständigen Werkzeuggeometrie und veränderlicher Eingriffsbedingungen ist aufgrund exzessiver Rechenzeiten nicht möglich. Um die Zerspankraft unter den genannten Randbedingungen vorherzusagen, beispielsweise im Rahmen der computergestützten Bahnplanung (CAM), wird eine Kombination aus geometrischen und technologischen Modellen genutzt. Die Kräfte werden in diesem Fall über ein Zerspankraftmodell aus den Spannungsgrößen abgeleitet, welche mit Hilfe eines Kontaktzonenmodells aus den geometrischen Eingriffsbedingungen bestimmt werden, Bild 2.17. Es sei erwähnt, dass sich auf Basis der ermittelten Kontaktbedingungen nicht nur Kräfte, sondern auch andere Prozessausgangsgrößen bestimmen lassen, wenn das Zerspankraftmodell durch ein anderes technologisches Modell ersetzt wird. Zabel bestimmt auf diese Weise den Werkzeugverschleiß beim Fräsen von Freiformflächen [Zab03].

2.3.1 Kontaktzonenmodelle

Kontaktzonenmodelle dienen der Bestimmung der geometrischen Eingriffsgrößen bei definierten Eingriffsbedingungen eines Werkzeugs. Zu den Eingriffsgrößen zählt neben den Spannungsgrößen h und b u. a. der Gesamteingriffswinkel $\Delta\phi$. Die Berechnung

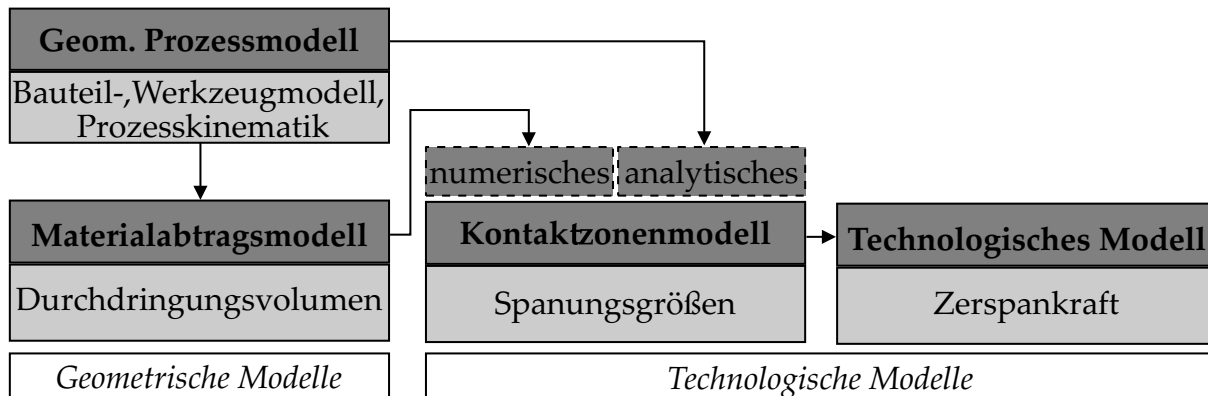


Bild 2.17: Zerspankraftberechnung mittels geometrischer und technologischer Modelle in Anlehnung an [Amm17]

ist sowohl analytisch als auch numerisch möglich, wobei numerische Modelle weiter verbreitet sind [EA01; Alt+14; Du+19].

Numerische Kontaktzonenmodelle leiten die Eingriffsgrößen aus einer vorgelagerten Materialabtragssimulation ab. Das pro Zeitschritt ermittelte Schnittvolumen zwischen Werkzeug- und Werkstückmodell dient hierbei als Eingangsgröße für das Kontaktzonenmodell und ermöglicht die präzise Erfassung der Eingriffsbedingungen auch bei komplexen Prozessen. Der Ansatz wird insbesondere für die Zerspankraftmodellierung beim 5-Achs-Fräsen von metallischen Werkstoffen eingesetzt, ist jedoch vergleichsweise rechenintensiv [Pap21].

Analytische Kontaktzonenmodelle lassen sich deutlich effizienter berechnen. Voraussetzung ist jedoch, dass eine analytische Beschreibung des Werkzeugeingriffs möglich ist. Der Ansatz eignet sich daher vor allem für Verfahren mit einfacher Prozesskinematik, wie für das Drehen oder Hobeln. Es existieren allerdings auch Modelle für kinematisch komplexere Verfahren [Pap21]. Ozturk und Budak liefern beispielsweise analytische Beziehungen für das 5-Achs-Kugelpkopffräsen [OB07]. Die Genauigkeit der Modelle ist aufgrund erforderlicher Vereinfachungen dennoch meist geringer als die Genauigkeit numerischer Modelle. Je nach Anwendungsfall und Anforderung sind die erzielbaren Genauigkeiten aber ausreichend.

2.3.2 Zerspankraftmodelle

Für die Berechnung der Zerspankräfte aus den Eingriffsgrößen werden überwiegend empirische Modelle genutzt. Die Kräfte und Eingriffsgrößen sind hierbei über experimentell ermittelte Zerspankraftkoeffizienten K_i verknüpft, da die zugrundeliegenden Spanbildungsmechanismen komplex und noch nicht hinreichend und allgemeingültig erklärt sind [Pap21]. Die Koeffizienten werden von zahlreichen Faktoren beeinflusst, wobei die Abhängigkeit vom bearbeiteten Werkstoff am stärksten ausgeprägt ist [Pau08].

Innerhalb der empirischen Modellansätze sind insbesondere die mechanistischen Zerspankraftmodelle verbreitet. In der einfachsten Form wird bei diesen Modellen ein proportionaler Zusammenhang zwischen den Spannungsgrößen und den Zerspankraftanteilen in Schnittrichtung (c), Schnittnormalenrichtung (n) und Tangentialrichtung (t) angenommen [DT11]:

$$F_i = K_i \cdot h \cdot b \quad \text{mit } i = \{c, n, t\} \quad (2.9)$$

Im Fall geringer Spannungsdicken treten in der Praxis jedoch Reibeffekte auf, die über die proportionale Abhängigkeit nicht angemessen erfasst werden. Das Modelle von Kienzle und Victor [KV52] stellt die Zerspankraft daher als Potenzfunktion der Spannungsdicke h dar:

$$F_i = K_{i1,1} \cdot h^{1-m_i} \cdot b \quad \text{mit } i = \{c, n, t\} \quad (2.10)$$

Hierin sind die spezifischen Kraftkoeffizienten $K_{i1,1}$ für $h = 1 \text{ mm}$, $b = 1 \text{ mm}$ und der Anstiegswert $1 - m_i$ die experimentell zu bestimmenden Modellparameter.

Beim Verfahren mit rotierenden Zerspanswerkzeugen hat sich dagegen der lineare Modellansatz von Lee und Altintas [LA96] etabliert:

$$dF_i = K_{i,c} \cdot h \cdot db + K_{i,e} dS \quad \text{mit } i = \{c, n, t\} \quad (2.11)$$

Hierin sind die Schnittkraftkoeffizienten $K_{i,c}$ und die Reibkraftkoeffizienten $K_{i,e}$ die zu bestimmenden Modellparameter. Im Fall verschwindender Spannungsdicken $h = 0 \text{ mm}$ hängt die Kraft ausschließlich von den Reibanteilen ab.

Im Gegensatz zu den vorherigen Modellen ist das Kraftmodell nach Gl. (2.11) für einzelne Schneideninkremente formuliert. Der entsprechende Ansatz geht auf Yang und Park zurück und beabsichtigt stark variierenden Eingriffs- und Schnittbedingungen entlang komplexer Schneidengeometrien an mehrschneidigen Werkzeugen zu berücksichtigen [YP91]. Die Werkzeugschneiden werden zu diesem Zweck durch Raumkurven modelliert und in Segmente unterteilt. Eine entsprechende mathematische Beschreibung für beliebige Schaftwerkzeuggeometrien liefern Engin und Altintas in [EA01], Bild 2.18 (a,b). Aus der lokalen Schneidengeometrie folgen mit der Verfahrenskinematik und der Werkstückgeometrie die lokalen Spannungsgrößen. Mittels Gl. (2.11) werden anschließend die Zerspankraftanteile dF_i im schneidenlokalen Koordinatensystem für alle Schneidenelemente bestimmt, welche sich mit $\phi_e \leq \phi \leq \phi_a$ im Eingriff befinden, Bild 2.18 (c). Das schneidenlokale Koordinatensystem wird dabei an jedem Schneidenelement durch die Einheitsvektoren in Schnittrichtung \vec{e}_c , Schnittnormalenrichtung \vec{e}_n und Tangentialrichtung \vec{e}_t aufgespannt, Bild 2.18 (d). Die Gesamtkraft ergibt sich nach Transformation der Anteile ins übergeordnete Werkzeugkoordinatensystem durch vektorielle Addition.

Die bisher aufgeführten Zerspankraftmodelle besitzen in der dargestellten Form zunächst nur eingeschränkte Gültigkeit für die Zerspaltung mit definierter Schneide. Eine Anwendung auf Verfahren mit undefinierter Schneide ist nicht unmittelbar möglich, da die Spannungsdicke h nicht eindeutig definiert ist. Die mathematischen Zusammenhänge lassen sich jedoch übertragen. In der Literatur finden sich hierzu verschiedene Ansätze. Aslan und Budak [AB14] ermitteln die Anzahl der im Eingriff befindlichen Schneiden N_{ze} von Schleifwerkzeugen durch optische Vermessung des Schleifbelags und bestimmen auf diese Weise eine mittlere effektive Spannungsdicke. Unter der Annahme, dass diese rechnerisch ermittelte Spannungsdicke an allen im Eingriff befindlichen Schleifkörnern auftritt nutzen sie den Ansatz

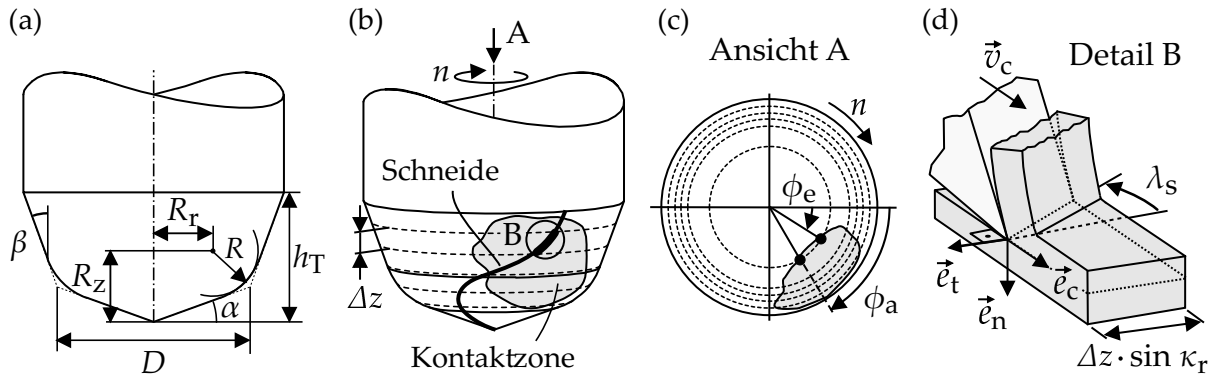


Bild 2.18: Werkzeugparametrierung beliebiger Schaftwerkzeuge nach [EA01] (a), Werkzeugsegmentierung und Kontaktzone beim Fräsen nach [LBE11] (b,c) und lokales Koordinatensystem am Schneidenelement in Anlehnung an [Sur06] (d)

$$F_i = \sum_{j=1}^{N_{ze}} K_{i,c} \cdot h_j \cdot b + K_{i,e} \cdot b \quad \text{mit } i = \{c, n\} \quad (2.12)$$

Im Gegensatz dazu gehen Rütli [Rüt00] und Solf [SBB21] von der Betrachtung einzelner diskreter Schneiden zu einer kontinuierlichen Betrachtung über und greifen auf die äquivalente Spannungsdicke h_{eq} nach Gl. (2.7) zurück. Unter der Annahme, dass zu einem bestimmten Zeitpunkt in der gesamten Kontaktzone Material abgetragen wird, gilt für die Zerspankräftanteile dann in Anlehnung an Gl. (2.9)

$$F_i = K_i \cdot h_{eq} \cdot b \quad \text{mit } i = \{c, n\} \quad (2.13)$$

Die Autoren vernachlässigen hierbei im Vergleich zu Gl. (2.12) die Reibkraftanteile und gehen vereinfachend von einem proportionalen Zusammenhang zwischen Spannungsquerschnitt und der Prozesskraft aus. Dies gilt auch für weitere Zerspankraftmodelle zum Schleifen [Wer71; Bri+06; AK12]. Zu beachten ist weiterhin, dass bei undefinierter Schneide im lokalen Koordinatensystem der Zerspankraftanteil in Tangentialrichtung grundsätzlich entfällt. Aufgrund der regellosen Form und Anordnung der Schleifkörner, tritt keine definierte Spanflussrichtung an den Schneiden auf, sodass auch keine tangentialen Drangkräfte resultieren.

2.3.3 Zerspankraftkoeffizienten bei orthotropem Werkstoffverhalten

Wie bereits in Abschnitt 2.2.4 beschrieben, variieren die Zerspankräfte bei der FKV-Zerspaltung nicht nur mit den Spannungsgrößen, sondern auch mit dem Fasertrennwinkel θ . Innerhalb mechanistischer Zerspankraftmodelle wird dieses werkstoffspezifische Verhalten in den Zerspankraftkoeffizienten berücksichtigt. Die Koeffizienten sind in diesem Fall nicht wie bei der Metallzerspannung durch einen diskreten Zahlenwert gegeben, sondern stellen eine Funktion von θ dar [Bou+18]. Zur mathematischen Beschreibung dieses Verhaltens werden in der Literatur verschiedene Ansätze verfolgt. Aufgrund der periodischen Veränderung der Kräfte mit θ schlägt Kalla in [Kal08]

eine Sinusreihe als Funktionsansatz vor. Karpat et al. nutzen aus dem gleichen Grund einfache trigonometrische Funktionen und bestimmen die Funktionsparameter per Regression aus Versuchsdaten [KBD12]:

$$K_{i,c}(\theta) = a_0 + a_1 \cdot \sin(2\theta + a_2) \quad (2.14)$$

Wenngleich die Autoren mit diesem einfachen Ansatz akzeptable Genauigkeiten erzielen, weisen sie darauf hin, dass genauere Vorhersagen möglich sind, wenn die Zerspannkoeffizientenfunktionen $K_i(\theta)$ mit Methoden des maschinellen Lernens aus einem umfangreichen Versuchsdatensatz bestimmt werden. Entsprechende Ansätze verfolgen Kalla et al. in [KST10] und Sheikh-Ahmad et al. in [SHQ19] für das Fräsen und Wang et al. in [Wan+19] für das Bohren von FKV. Es ist hervorzuheben, dass bisher veröffentlichte Zerspankraftmodelle für die FKV-Bearbeitung ausschließlich für den θ -Orthogonalschnitt vorliegen, d. h. für Schnitttrichtungen, die in der Laminebene orientiert sind. Der von Schütte in [Sch14] und Brüggemann in [Brü18] nachgewiesene Effekt, den räumliche Eingriffsverhältnisse und räumlich orientierte Schnitttrichtungen bzgl. der FKV-Fasern auf die Zerspankräfte haben, wird bisher in keinem Zerspankraftmodell adäquat erfasst.

Wie im Stand der Wissenschaft und Technik beschrieben wurde, hängen der Trennmechanismus und die Prozessausgangsgrößen bei der Zerspanung orthotroper FKV-Werkstoffe empfindlich von den Eingriffsbedingungen des Werkzeugs bzgl. der Fasern ab. Gleichzeitig erfolgen systematische Zerspanversuche zur Untersuchung des Trennvorgangs von FKV meist nur unter den Randbedingungen des θ -Orthogonalschnitts, bei dem die Schnitttrichtung innerhalb der Transversalebene P_T der UD-Laminatschicht variiert wird. Der Schneideneingriff ist hier eindeutig durch den Fasertrennwinkel θ beschrieben, Bild 3.1 (links). Viele Zerspanprozesse aus der industriellen Praxis lassen sich aufgrund komplexer Werkzeuggeometrien und Prozesskinematiken mit den vereinfachenden Annahmen des Orthogonalschnitts allerdings nicht adäquat abbilden. In Anlehnung an den aus der Metallzerspanung bekannten schrägen Schnitt wird daher der *schräge Schnitt Typ I* definiert, bei dem zusätzlich eine Neigung der Schneide um den Neigungswinkel λ_s gegenüber der Schneidenebene P_s berücksichtigt wird, Bild 3.1 (Mitte). Wissenschaftliche Untersuchungen, die im schrägen Schnitt Typ I durchgeführt werden, vernachlässigen jedoch in der Regel die Auswirkung der Schneidenneigung auf den Trennmechanismus, die Zerspankräfte und die Oberflächenbeschaffenheit. Einige der wenigen Studien die den Einfluss der Schneidenneigung gezielt untersuchen sind [Sch14] und [Brü18]. In den genannten Veröffentlichungen werden zudem erstmals Zerspanbedingungen im *schrägen Schnitt Typ II* betrachtet, bei denen die Transversalebene P_T nicht senkrecht zur Schneidenebene P_s ausgerichtet ist, Bild 3.1 (rechts). Geht man von beliebigen Neigungen zwischen den beiden Ebenen P_T und P_s aus, ergeben sich beliebige räumliche Schnitttrichtungen und Schneidenlagen zu den Fasern des FKV. Schütte weist in [Sch14] nach, dass die Zerspankräfte und Oberflächenqualitäten unter den entsprechenden Bedingungen teilweise deutlich von denen des Orthogonalschnitts abweichen. Die Untersuchungen deuten damit an, dass es bei der FKV-Zerspanung im Gegensatz zur Metallzerspanung nicht zulässig ist, technologische Wirkzusammenhänge aus dem Orthogonalschnitt auf Zerspanprozesse im schrägen Schnitt zu übertragen. Eine systematische Untersuchung des räumlichen Schneideneingriffs ist daher zwingend erforderlich, um technologische Modelle (z. B. Zerspankraftmodelle) für die FKV-Bearbeitung mit kinematisch komplexen Verfahren wie dem Curved Circular Cutting entwickeln zu können.

3.1 EINGRIFFSBEDINGUNGEN UND SCHNITTKINEMATIK

Eine wichtige Voraussetzung für systematische Untersuchungen beliebiger schräger Schnittbedingungen an orthotropen FKV-Werkstoffen ist deren mathematisch eindeutige Beschreibung. Der Fasertrennwinkel θ und der Werkzeug-Neigungswinkel λ_s sind hierfür nicht ausreichend. Hintze definiert in [Hin21] daher ergänzend den Neigungswinkel der Schnittfläche χ und den laminatbezogenen Schnitttrichtungswinkel ξ . Mit den vier Winkeln sind die Eingriffsbedingungen und die Schnittkinematik für den schrägen Schnitt am UD-Element im natürlichen Koordinatensystem $e_{||}$, $e_{\perp 1}$ und $e_{\perp 2}$ der UD-

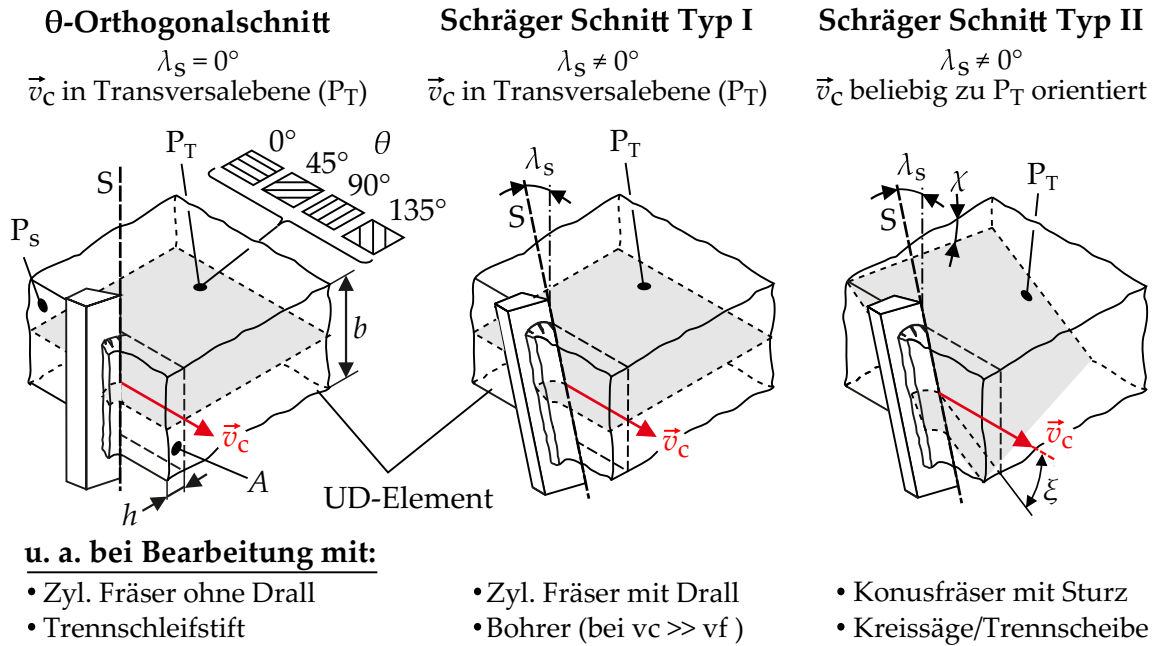


Bild 3.1: Definition der elementaren Varianten des Orthogonalschnitts in der UD-Faserverbundschicht nach [Hin21]

Faserverbundschicht eindeutig festgelegt, Bild 3.2 (links). Die neu eingeführten Winkel χ und ξ sind einerseits werkzeugseitig durch die Prozesskinematik und Schneidengeometrie und andererseits werkstückseitig durch die Faserorientierung der UD-Schicht bestimmt. Auf diese Weise verknüpfen die Winkel das Werkzeugbezugssystem nach DIN 6581 [DIN85] mit dem natürlichen Laminatkoordinatensystem ($e_{\parallel}, e_{\perp 1}, e_{\perp 2}$).

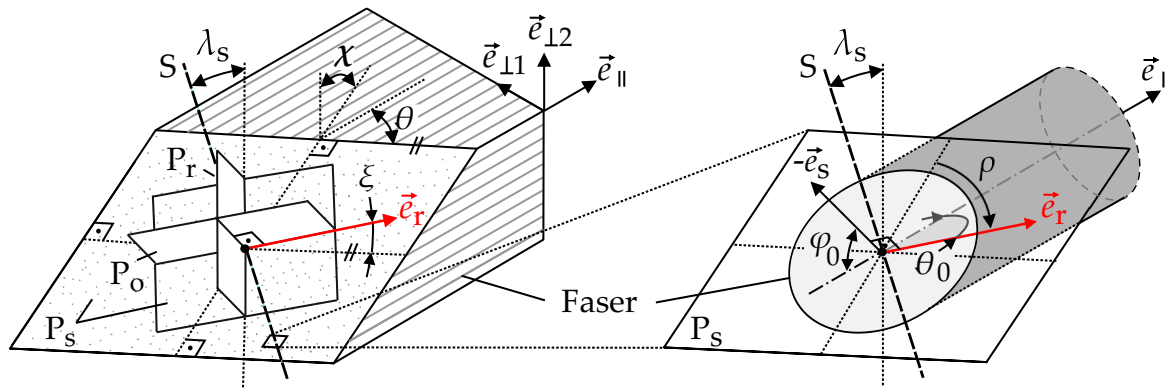


Bild 3.2: Definition der Kinematik und räumlichen Eingriffsbedingungen im schrägen Schnitt orthotroper Werkstoffe nach [Hin21]

Rehm hat bereits ein ähnliches System auf Basis von vier Winkeln für die Beschreibung komplexer Eingriffssituationen bei der Holzzerspanung vorgeschlagen [Reh02]. Sowohl sein System als auch das zuvor eingeführte System von Hintze sind in der Handhabung jedoch vergleichsweise kompliziert. Mit dem Ziel eine einfachere und geometrisch eingängigere Beschreibung des schrägen Schnitts zu ermöglichen führt Hintze in [Hin21] daher zusätzlich das Basissystem des UD-Faserstrangs ein, Bild 3.2 (rechts). Unter Berücksichtigung des transversal isotropen Werkstoffverhaltens endlosfaserverstärkter FKV wird der Schneideneingriff hier ausschließlich in Bezug auf die

Faserlängsrichtung (Haupttrichtung) betrachtet. Durch die entsprechende Entkopplung vom natürlichen Laminatkoordinatensystem ist der Schnittvorgang bereits durch drei Winkel eindeutig definiert: φ_0 , θ_0 und λ_s . Der räumliche Eingriffswinkel φ_0 gibt die Neigung der Schneidenebene P_s mit dem zugehörigen Schneidenebenennormalenvektor \vec{e}_s gegenüber der Faserlängsrichtung $\vec{e}_{||}$ an:

$$\varphi_0 = \arccos(\vec{e}_{||} \circ \vec{e}_s), \quad \text{mit } |\vec{e}_{||}| = 1 \text{ und } |\vec{e}_s| = 1 \quad (3.1)$$

Da die Faserrichtung an der Schnittfläche per Definition als ins Material hinein gerichtet angenommen wird, kann der Einheitsnormalvektor \vec{e}_s der Schneidenebene P_s keine Anteile entgegen der Faserrichtung aufweisen, sodass für den Definitionsbereich gilt:

$$D = \{\varphi_0 \in \mathbb{R}^+ \mid 0^\circ \leq \varphi_0 \leq 90^\circ\} \quad (3.2)$$

Der räumliche Fasertrennwinkel θ_0 erfasst ergänzend die Lage der Schnitttrichtung zur Faser. Die Schnitttrichtung kann hierbei über den Einheitsnormalenvektor der Werkzeugbezugsebene \vec{e}_r angegeben werden, der mit dem normierten Schnittgeschwindigkeitsvektor übereinstimmt:

$$\vec{e}_r = \frac{\vec{v}_c}{|v_c|} = \vec{e}_c \quad (3.3)$$

Für den räumlichen Fasertrennwinkel gilt damit:

$$\theta_0 = \arccos(\vec{e}_{||} \circ \vec{e}_r), \quad \text{mit } |\vec{e}_{||}| = 1 \text{ und } |\vec{e}_r| = 1 \quad (3.4)$$

Da die Schnitttrichtung stets in der Schnitt- bzw. Schneidenebene P_s liegt, ist der Definitionsbereich von θ_0 vom räumlichen Eingriffswinkel φ_0 abhängig

$$D = \{\theta_0 \in \mathbb{R}^+ \mid 90^\circ - \varphi_0 \leq \theta_0 \leq 90^\circ + \varphi_0\} \quad (3.5)$$

Zur eindeutigen Abgrenzung des räumlichen Fasertrennwinkels vom konventionellen Fasertrennwinkel θ wird letzterer auch als laminatbezogener Fasertrennwinkel bezeichnet.

Zusammen mit dem Werkzeug-Neigungswinkel λ_s nach DIN 6581 ermöglichen die beiden eingeführten Basiswinkel φ_0 und θ_0 die Beschreibung beliebiger schräger Schnittbedingungen am UD-Faserstrang. Die Winkel sind durch die Prozesskinematik, Schneidengeometrie und Faserorientierung bestimmt und können aus den drei Winkeln θ , χ und ξ des natürlichen Laminat-KOS abgeleitet werden. Die Abbildung ist dabei surjektiv, sodass verschiedene Kombinationen von (θ, χ, ξ) zur gleichen Kombination (θ_0, φ_0) führen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass unter einer bestimmten Basiswinkelkombination (θ_0, φ_0) alle Schnittbedingungen zusammengefasst sind, die aus Sicht der Faser des UD-Elements zum gleichen Trennvorgang führen. Diese vereinheitlichende Betrachtung und ausschließliche Bewertung des Schneideneingriffs und der Schnittkinematik im Hinblick auf die Faserlängsrichtung ermöglicht erstmals eine

verfahrensunabhängige Beschreibung der FKV-Zerspanung. Ergebnisse aus Zerspanversuchen oder technologische Modelle lassen sich damit übertragen und für beliebige Verfahren nutzen.

Es kann unter Umständen dennoch sinnvoll sein, auf die zuvor beschriebene vereinheitlichende Betrachtung zu verzichten und eine geometrisch eindeutige Beschreibung vorzuziehen. Hierfür ist es möglich, die Schnittrichtung im Basissystem statt über θ_0 über den faserbezogenen Schnittrichtungswinkel ρ anzugeben. Der Winkel ist in der Schneidenebene P_s definiert und beschreibt die Schnittrichtung relativ zu dem auf die Schneidenebene projizierten Vektor in Faserlängsrichtung $\vec{e}_{||}$, Bild 3.2 (rechts). Er unterscheidet sich damit vom laminatbezogenen Schnittrichtungswinkel ξ , der die Lage von \vec{e}_r in Bezug zur Transversalebene P_T angibt. Mit den Basiswinkeln bildet er die folgende Beziehung:

$$\theta_0 = \arccos(\sin \varphi_0 \cdot \cos \rho) \tag{3.6}$$

3.2 GRAPHISCHE DARSTELLUNG MITTELS EINGRIFFSPFAD

Mit den eingeführten Basiswinkeln ist es möglich, den Schneideneingriff an einer UD-Schicht für beliebige Bearbeitungsverfahren und -situationen in einem θ_0 - φ_0 -Diagramm durch einen Eingriffspfad darzustellen. Der Eingriffspfad repräsentiert hierbei alle Basiswinkelkombinationen, die sich für eine betrachtete Bearbeitungssituation während einer Werkzeugumdrehung einstellen. Die konkrete Form des Pfads folgt aus der Prozesskinematik und der Werkzeuggeometrie, wobei die Pfadpunkte mit den Definitionsbereichen nach Gl. (3.2) und Gl. (3.5) stets innerhalb der in Bild 3.3 weiß hinterlegten Dreiecksfläche liegen. Unabhängig von der Drehrichtung des Werkzeugs wird der Pfad von links nach rechts durchlaufen.

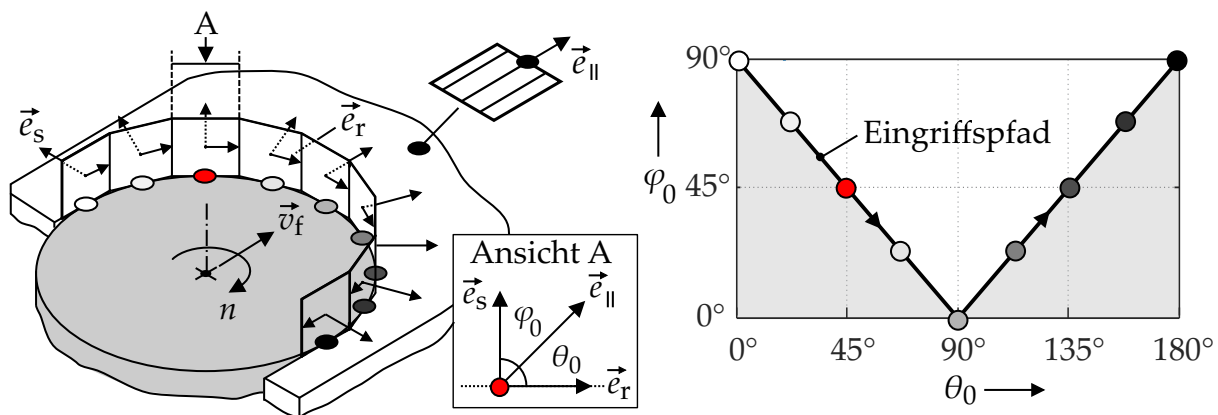


Bild 3.3: Eingriffspfad beim Umfangsfräsen im θ -Orthogonalschnitt

Bild 3.3 zeigt beispielhaft den Eingriffspfad und einzelne diskrete Pfadpunkte des θ -Orthogonalschnitts, bei dem die Schnittrichtung ausschließlich in der Transversalebene des FKV-Laminats variiert wird. Der Eingriffspfad folgt für diese Bedingungen der Definitionsbereichsgrenze der Basiswinkel und rahmt die zuvor genannte Dreiecksfläche ein. Weist die Schnittrichtung bei schrägen Schnittbedingungen Anteile senkrecht zur Transversalebene des FKV-Laminats auf, entstehen gekrümmte Eingriffspfade. Die Pfadpunkte verschieben sich von der Definitionsbereichsgrenze in die Dreiecksfläche.

Bild 3.4 zeigt dies beim Umfangsfräsen mit Einstellwinkel $\kappa_r < 90^\circ$ (a), mit Werkzeugsturz (b) und mit einer Kombination aus Werkzeugsturz und Einstellwinkel (c). Zudem sind in (d) die Eingriffspfade der typischen FKV-Zerspanverfahren Umfangsfräsen, Bohren und Senken dargestellt. Das Diagramm wurde in ähnlicher Form bereits in [Hin+23] veröffentlicht.

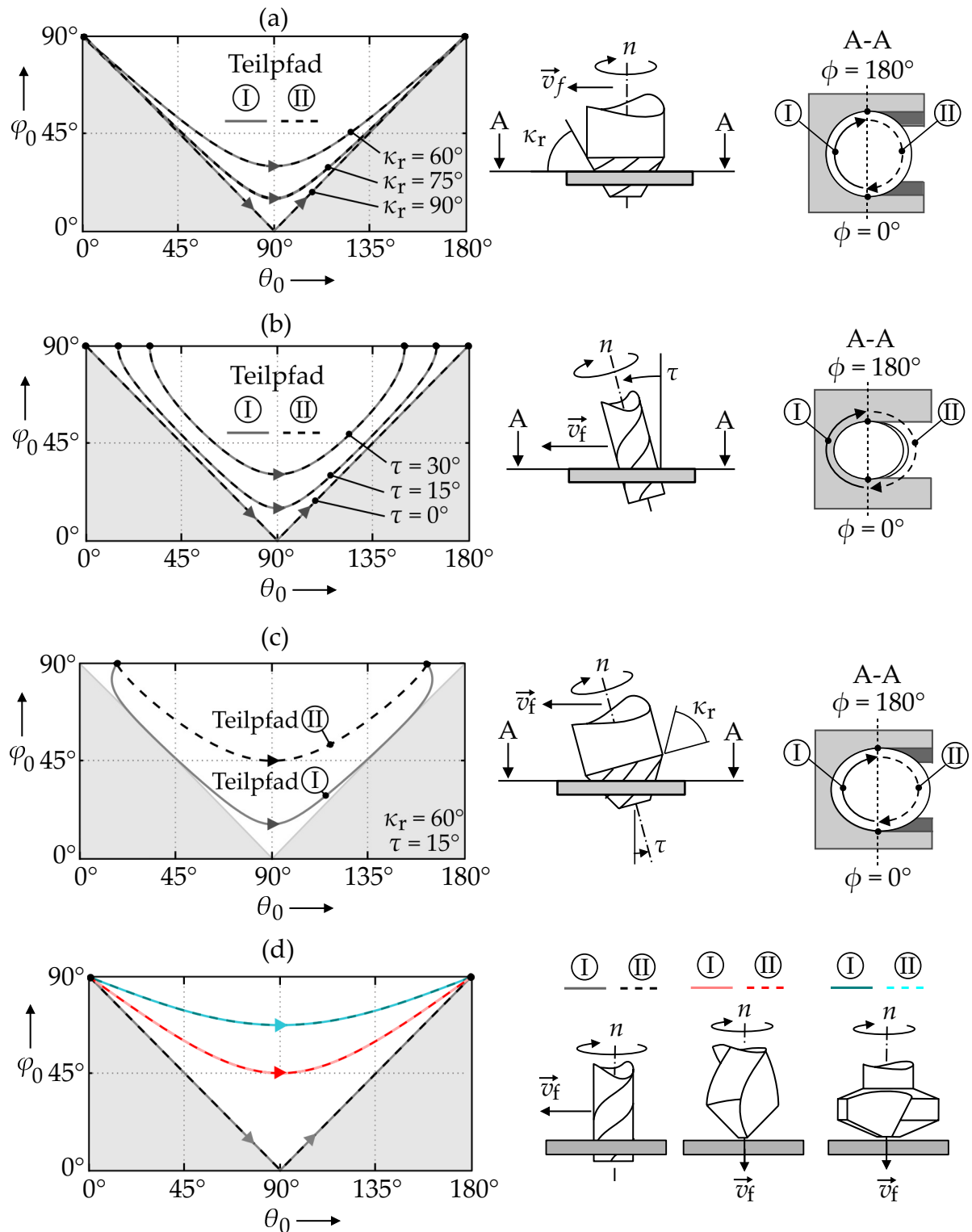
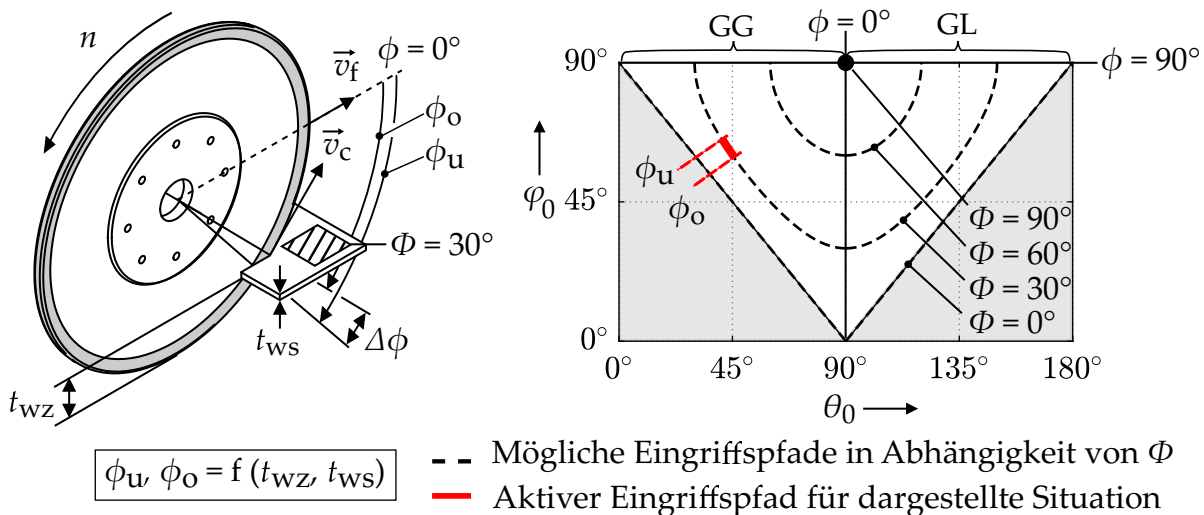


Bild 3.4: Eingriffspfade verschiedener Zerspanverfahren und Eingriffsbedingungen

Aufgrund der Tatsache, dass der Eingriffspfad für eine volle Werkzeugumdrehung aufgestellt wird, die Basiswinkel bedingt durch das transversal isotrope Werkstoffverhalten von FKV aber π -periodisch sind und nur eine Darstellung über einen Winkelbereich von 180° zulassen, setzt sich der Eingriffspfad im θ_0 - φ_0 -Diagramm aus zwei Teilpfaden zusammen. Da sich die Schnittbedingungen bei der FKV-Zerspanung für die meisten Verfahren allerdings ebenfalls π -periodisch wiederholen, liegen die beiden Teilpfade im Regelfall unmittelbar übereinander und sind nicht voneinander zu unterscheiden. Bei komplexeren Eingriffsverhältnissen zwischen Werkzeug und Werkstück ist dieses π -periodische Verhalten jedoch nicht gegeben, Bild 3.4 (c). Die Eingriffsbedingungen wiederholen sich in diesen Fällen erst nach einer vollen Werkzeugumdrehung und die beiden Teilpfade sind klar zu unterscheiden. Es ist zu beachten, dass beide Teilpfade gemäß der obigen Beschreibung von links nach rechts durchlaufen werden. Der Pfad springt entsprechend vom rechten Endpunkt des ersten Teilpfads zum linken Endpunkt des zweiten Teilpfads.

Unter Berücksichtigung der Tatsache, dass sich rotierende Zerspanwerkzeuge mit Ausnahme von Bohr- und Senkprozessen nicht am gesamten Umfang im Eingriff befinden, wird der Eingriffspfad weiterhin in einen aktiven und einen inaktiven Bereich unterteilt. Abhängig vom Gesamteingriffswinkel $\Delta\phi$ und der Faserorientierung markiert der aktive Bereich hierbei den Pfadabschnitt für den die Schneiden ins Werkstück eingreifen. Für die in der Arbeit betrachteten Verfahren mit scheibenförmigen Werkzeugen ist dieser aktive Bereich besonders kurz, da sich bedingt durch die vergleichsweise großen Werkzeugdurchmesser nur kleine Eingriffswinkeldifferenzen einstellen, Bild 3.5. Vor allem bei großen Durchtauchtiefen t_{wz} verändern sich die Zerspanbedingungen über den kurzen Eingriffsbereich kaum, sodass der aktive Pfadabschnitt in diesen Fällen in guter Näherung durch einen diskreten Eingriffspunkt dargestellt werden kann.



Die dargestellten Eingriffspfade gelten nur für konventionelles Trennschleifen und Kreissägen mit ungeneigten Werkzeugen ($\tau = 0^\circ$) und $\kappa_r = 90^\circ$ an der Hauptschneide.

Bild 3.5: Eingriffspfad beim konventionellen Trennschleifen und Sägen

Aus Bild 3.5 geht weiterhin hervor, dass der Eingriffspfad beim konventionellen Trennschleifen und Kreissägen stark gekrümmt ist und erheblich von der Faserorientierung Φ beeinflusst wird. Beides resultiert aus dem Umstand, dass die Schnitttrichtung

bei der FKV-Zerspanung mit scheibenförmigen Werkzeugen hauptsächlich Anteile senkrecht zur Transversalebene aufweist. Die Eingriffsbedingungen heben sich damit deutlich von denen des θ -Orthogonalschnitts ab. Insbesondere beim Curved Circular Cutting sind mit der zusätzlichen Neigung der Werkzeugachse und der Werkzeugschneiden bei der Bearbeitung gekrümmter FKV-Bauteilkonturen prinzipiell beliebige schräge Schnittbedingungen möglich, die bisher nicht systematisch untersucht sind.

Die konturgebende Umrissbearbeitung von Strukturbauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund erfolgt gegenwärtig zu einem hohen Anteil durch Umfangsfräsen mit Schaftwerkzeugen. Dabei ist die Verwendung scheibenförmiger Trennwerkzeuge aus wirtschaftlicher Sicht grundsätzlich attraktiv, denn die erheblich größeren Werkzeugdurchmesser erlauben höhere Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten sowie höhere Werkzeugstandzeiten. Dass dennoch Trennverfahren auf Basis von Schaftwerkzeugen den Markt dominieren, ist auf die eingeschränkte Anwendbarkeit konventioneller scheibenförmiger Werkzeuge für ausschließlich gerade Schnittkanten zurückzuführen. Mit der Curved Circular Cutting Technologie gelingt es allerdings, die genannten Vorteile auch an gekrümmten Schnittkanten zu nutzen und die Komplettbearbeitung mit scheibenförmigen Werkzeugen für ein breites Bauteilspektrum anzubieten. Das CCC ist damit eine wirtschaftlich interessante Alternative zur vorherrschenden Fräsbearbeitung.

Wie in Kapitel 3 aufgezeigt, liegen beim Einsatz scheibenförmiger Werkzeuge jedoch deutlich abweichende Schnittbedingungen im Vergleich zum Umfangsfräsen mit Schaftwerkzeugen vor. Es ist daher zu erwarten, dass sich bei der Bearbeitung von FKV die Bearbeitungskräfte und -qualitäten aufgrund des fasertrennwinkelabhängigen Verhaltens mitunter erheblich von denen der typischen Fräsbearbeitung unterscheiden. Die Berücksichtigung der besonderen Eingriffsverhältnisse ist im Rahmen der Prozessauslegung des CCC und auch des konventionellen Trennschleifens und Kreissägens entsprechend zwingend erforderlich. Die einschlägige Fachliteratur (Kap. 2) liefert bisher jedoch nur wenige Untersuchungen zur FKV-Zerspanung mit scheibenförmigen Werkzeugen, die als Grundlage einer fundierten Prozessauslegung nicht genügen. Insbesondere liegen im Gegensatz zur Fräsbearbeitung keine Modelle zur Berechnung der Zerspankraft vor. Auch darüber hinaus existieren gegenwärtig keine Zerspankraftmodelle, die schräge Schnittbedingungen bei der FKV-Zerspanung explizit einbeziehen.

Mit der Absicht, ein entsprechendes Modell und eine fundierte Wissensbasis für die Prozess- und Werkzeugauslegung bereitzustellen, ist das Hauptziel der Arbeit die Zerspankraftmodellierung und die Identifikation technologischer Prozessgrenzen bei der Bearbeitung faserverstärkter Kunststoffe mit scheibenförmigen Werkzeugen im Allgemeinen und mit dem Curved Circular Cutting im Speziellen. Zur Erreichung des Hauptziels werden die folgenden Teilziele definiert:

Teilziel 1 Das erste Teilziel besteht in der Bereitstellung eines semi-empirischen Zerspankraftmodells, welches für die Bearbeitung homogener Werkstoffe mit beliebigen scheibenförmigen Werkzeugen und bei beliebigen Eingriffsbedingungen Gültigkeit besitzt. Die Umsetzung erfolgt auf Grundlage einer neu eingeführten Parametrisierung scheibenförmiger Werkzeuge und eines aufbauenden analytischen Kontaktzonenmodells zur Berechnung der Eingriffsgrößen. Der angestrebte universelle Modellcharakter ermöglicht dabei sowohl die Berechnung für konventionelle Verfahren als auch für das CCC. Zudem kann die Modellierung wahlweise für geometrisch bestimmte oder unbestimmte Schneide erfolgen.

Teilziel 2 Das zweite Teilziel besteht in der Erweiterung des Zerspankraftmodells aus Teilziel 1 um den Einfluss schräger Schnittbedingungen vom Typ II bei der FKV-Zerspannung. Hierfür erfolgt eine systematische Untersuchung und Modellierung der Prozesskräfte bei der Zerspannung von UD-CFK unter Variation der räumlichen Eingriffsbedingungen und Schnittrichtung. Ergänzend wird zudem die Auswirkung der schrägen Schnittbedingungen auf die Beschaffenheit der gefertigten Fläche betrachtet. Die Ergebnisse sind dabei verfahrensunabhängig gültig, sodass ein wesentlicher Beitrag zum Grundlagenverständnis der FKV-Zerspannung geleistet wird. Durch die Verwendung einer Trennschleifscheibe bleibt in den Untersuchungen eine Neigung der Werkzeugschneide λ_s vereinfachend unberücksichtigt. Das erweiterte Zerspankraftmodell besitzt daher zunächst nur für Werkzeuge mit geometrisch unbestimmter Schneide uneingeschränkte Gültigkeit.

Teilziel 3 Das dritte Teilziel besteht darin, technologische Prozessgrenzen bei der CCC-Bearbeitung dünnwandiger FKV-Leichtbaustrukturen zu identifizieren. Diese dienen als Grundlage für die Prozessauslegung. Hierfür werden umfangreiche Zerspanversuche zum CCC ausgewertet und systematisch hinsichtlich der thermischen Werkstückbelastung und der Bearbeitungsqualität analysiert. Zusätzlich werden verschiedene anwendungstechnische Aspekte betrachtet, die sich auf den Einsatz des CCC-Verfahrens auswirken. Die dabei gewonnenen Erkenntnisse sind auch für die Prozessplanung mit konventionellen scheibenförmigen Werkzeugen nutzbar.

Die weitere Gliederung der Arbeit orientiert sich an der formulierten Zielsetzung: Zunächst wird in Kapitel 5 die Versuchs- und Messtechnik beschrieben, die für die Erhebung, Erfassung und Verarbeitung der Versuchsdaten in den nachfolgenden Kapiteln verwendet wurde. In Kapitel 6 wird anschließend auf Basis einer Werkzeugparametrisierung für scheibenförmige Werkzeuge ein Kontaktzonenmodell hergeleitet, welches als Grundlage für das semi-empirische Zerspankraftmodell dient (Teilziel 1). Aufbauend auf dieses Modell und anhand systematischer Zerspanversuche an unidirektionalen CFK-Proben wird in Kapitel 7 ein semi-empirisches Zerspankraftmodell für die Bearbeitung von Faserverbundwerkstoffen bei schrägen Schnittbedingungen entwickelt und validiert (Teilziel 2). Die technologischen Grenzen, welche insbesondere die Anwendung der CCC-Technologie einschränken, werden in Kapitel 8 beschrieben (Teilziel 3). Die Zusammenfassung der gewonnenen Erkenntnisse, die in ihrer Gesamtheit zu einem besseren Verständnis der FKV-Bearbeitung mit scheibenförmigen Werkzeugen beitragen, erfolgt in Kapitel 9.

Um die erforderliche Messdatengrundlage zur Erreichung der in Kapitel 4 genannten Ziele zu schaffen, werden umfangreiche Zerspanversuche durchgeführt. In diesem Kapitel wird das dafür verwendete Versuchsumfeld, bestehend aus Versuchsmaschine, Versuchswerkzeugen und Versuchswerkstoffen, genauer beschrieben. Zudem wird auf die genutzte Messtechnik und die Datenaufbereitung eingegangen.

5.1 VERSUCHSMASCHINE

Die Durchführung der experimentellen Untersuchungen erfolgt auf dem in Bild 5.1 gezeigten 5-Achs-Bearbeitungszentrum *VISION-II Sprint* der Fa. *Reichenbacher Hamuel GmbH*. Die Maschine verfügt über ein teilgekapseltes Portal, welches bei der FKV-Bearbeitung über einen stationären Entstauber *N-1000 10-270* der Fa. *Schuko* abgesaugt wird. Der große Arbeitsraum in X-Richtung ermöglicht lange Schnittwege, wodurch in den Untersuchungen zur thermischen Werkstückbelastung in Kapitel 8 ein annähernd stationärer Zustand erreicht werden kann. Im Vergleich zu alternativen 5-Achs-Maschinen auf dem Markt der FKV-Bearbeitungsmaschinen bietet das Bearbeitungszentrum einen großen Arbeitsbereich der Drehachsen, mit jedoch geringen Drehgeschwindigkeiten. Die Maschinensteuerung vom Typ *Siemens Sinumerik 840 Di* ermöglicht neben der konventionellen G-Code-Programmierung auch eine intuitive Programmierung von 5-Achs-Bearbeitungsprozessen. Hierfür steht die interne Fünf-Achs-Transformation *TRAORI* zur Verfügung. Zudem ist mittels der Servo-Trace Funktion die Aufzeichnung von Servosignalen wie der Position und Geschwindigkeiten der Maschinenachsen möglich. Die Spindel der Maschine verfügt über eine HSK-F63 Aufnahme mit Drehmomentstütze, was den Einsatz von Winkelköpfen erlaubt. Diese eignen sich, um beim Einsatz scheibenförmiger Werkzeuge bessere Zugänglichkeit am Bauteil zu erzielen.

5.2 VERSUCHSWERKZEUGE

Im Rahmen der Untersuchungen kommen die in Tabelle 5.1 aufgeführten Versuchswerkzeuge zum Einsatz. Neben einem PKD-Schaftfräser und einem Trennschleifstift handelt es sich um verschiedene CCC-taugliche Trennschleifscheiben, eine konventionelle Trennschleifscheibe sowie einen CCC-tauglichen Scheibenfräser. Die Geometrie der scheibenförmigen Werkzeuge ist in Tabelle 5.2 auf Grundlage der in Abschnitt 6.1 eingeführten Parametrierung spezifiziert. Zur eindeutigen Unterscheidung der Werkzeuge wird die Neigung der äußeren Kegelfläche α_1 als Index in der Bezeichnung angegeben. Bei Werkzeugen mit gleichem Winkel wird zusätzlich eine fortlaufende Nummerierung in den Index eingefügt.

Die Versuchswerkzeuge mit geometrisch unbestimmter Schneide verfügen jeweils über eine einschichtige Diamantkornbelegung in galvanischer Nickelbindung. Die Schleifbelagsspezifikationen sind ebenfalls in Tabelle 5.2 aufgeführt. Der Scheibenfräser



Spindel		
Drehzahl	min.	500 U/min
	max.	24 000 U/min
Leistung	max.	20 kW
Moment	max.	32 Nm
Aufnahme		HSK-F63

Maschinenachsen

Linear-achse	Arbeitsbereich	Geschwindigkeit	Drehachse	Arbeitsbereich	Geschwindigkeit
X	6140 mm	60 m/min	B	±180°	120°/s
Y	1600 mm	60 m/min	C	±360°	120°/s
Z	480 mm	20 m/min			

Bild 5.1: 5-Achs-Bearbeitungszentrum Reichenbacher VISION-II Sprint

und Schaftfräser als einzige Werkzeuge mit geometrisch bestimmter Schneide verfügen über PKD-Schneiden mit den in Tabelle 5.1 aufgeführten Werkzeugwinkeln. Der Scheibenfräser SF₃₅ weist dabei die gleiche Hüllkontur wie die Trennscheibe TS₃₅ auf.

Die Werkzeuggrundkörper der scheibenförmigen Werkzeuge bestehen aus Werkzeugstahl und sind mit verschiedenen Werkzeugaufnahmen kompatibel. Als Werkzeugaufnahme stehen eine Flanschaufnahme für große Werkzeugdurchmesser $D > 120$ sowie ein Dorn und ein 90°-Winkelkopf für kleinere Werkzeugdurchmesser $D \leq 120$ zur Verfügung. Den Dorn und Winkelkopf zeigt Bild 8.20.

Vor dem Einsatz wird das Werkzeugesamtsystem aus Werkzeug und Werkzeugaufnahme mit einer Wuchtgüte von $G = 2$ bei der eingestellten Versuchsdrehzahl ausgewuchtet.

5.3 VERSUCHSWERKSTOFFE

Für die Zerspanversuche wird je nach Untersuchungsziel einer der nachfolgend aufgeführten Versuchswerkstoffe verwendet. Die physikalischen Eigenschaften der Werkstoffe sind in Tabelle 5.3 aufgeführt.

Luftfahrtaluminium AA 2024-T351 Zur Validierung des in Kapitel 6 entwickelten Zerspankraftmodells wird die Aluminiumlegierung AlCuMg₂ (3.1354) mit einem Scheibenfräser unter definierten Bedingungen zerspannt. Durch die Verwendung der Aluminiumlegierung ist isotropes Werkstoffverhalten sichergestellt, sodass konstante Zerspankraftkoeffizienten angenommen werden können.

Cytec HTS 977-2-35-12-KHTS-268 Für die systematische Untersuchung der Zerspankräfte und Oberflächenbeschaffenheiten bei der FKV-Zerspannung im schrägen Schnitt und die aufbauende Modellbildung werden Probekörper aus Platten eines unidirektionalen

Tabelle 5.1: Eigenschaften der verwendeten Versuchswerkzeuge



Bezeichnung	Schneidstoff	Makrogeometrie	Schneide
<i>Definierte Schneide</i>			
Scheibenfräser (SF)	PKD	vgl. Tab. 5.2 $N_z = 10$	$\gamma_f = 5^\circ$ $\gamma_p = 0^\circ$ $\alpha_f = 2,5^\circ$
Schaftfräser	PKD	$D = 12,7 \text{ mm}$ $l_s = 20 \text{ mm}$ $N_z = 2$	$\gamma_f = 0^\circ$ $\gamma_p = 0^\circ$ $\alpha_f = 12^\circ$
<i>Undefinierte Schneide</i>			
Trennscheibe (TS)	Diamant	vgl. Tab. 5.2	D181...D602 (Tab. 5.2)
Schleifstift	Diamant	$D = 12,7 \text{ mm}$ $l_s = 45 \text{ mm}$	D356

CFK-Laminats mit einer Plattenstärke von $t_{ws} = 4 \text{ mm}$ hergestellt. Die Validierungsversuche des auf die FKV-Bearbeitung erweiterten Zerspankraftmodells erfolgen unter variablen Eingriffsbedingungen an dem gleichen Material.

CFK Multiaxialgelege Zur Identifikation der technologischen Prozessgrenzen werden verschiedene Probenplatten praxisrelevanter FKV-Werkstoffe zerspant. Die Hauptuntersuchungen erfolgen an einem dünnwandigen Multiaxialgelege der Luftfahrtindustrie aus Kohlenstofffasern und Epoxidharzmatrix vom Typ Fibredux 6376C-HTS(12K)-5-35 (vgl. Tab. 5.3). In ergänzenden Untersuchungen kommen zudem zwei Multiaxialgelege der Automobilindustrie aus Epoxid-CFK ($t_{ws} = 2,3 \text{ mm}$) und Epoxid-GFK ($t_{ws} = 2,1 \text{ mm}$) zum Einsatz. Die exakte Spezifikation der Fasern und Matrix ist für diese beiden Werkstoffe nicht bekannt.

Tabelle 5.2: Scheibenförmige Versuchswerkzeuge: Schleifbelag und Geometrieparameter entsprechend der Werkzeugparametrisierung nach Kap. 6

Bez.	Belag	Geometrieparameter der Werkzeughülle in mm und ° nach Kap. 6												
		R_{FEC}	B_g	β	α_1	l_{k1}	R_1	α'_1	w_{g1}	α_2	l_{k2}	R_2	α'_2	w_{g2}
TS _{0,1}	D602	125	4	0°	0°	0	1,5	11,3°	1,65	0°	0	1,5	11,3°	1,65
TS _{0,2}	D427	125	2,8	0°	0°	0	2	90°	0,6	0°	0	2	90°	0,6
TS ₁₈	D427	48	3	0°	18,7°	7,4	1	13,5°	1,2	21,8°	2,7	1	46,8°	6,4
TS _{35,1}	D602	43,5	4	0°	35°	7,8	0,5	55°	1	35°	7,8	0,5	55°	5
TS _{35,2}	D427	43,5	4	0°	35°	7,8	0,5	55°	1	35°	7,8	0,5	55°	5
TS ₄₅	D427	50,5	3	0°	45°	6,3	1	45°	1,8	45°	6,3	1	45°	6,7
SF ₃₅	-	43,5	4	0°	35°	7,8	0	55°	1	35°	7,8	0	55°	5

Tabelle 5.3: Zusammensetzung und Eigenschaften der verwendeten Versuchswerkstoffe nach [Kin10; DIN18; Bat23]

	Cyttec HTS 977-2-35-12K HTS-268		Fibredux 6376C-HTS(12K) -5-35		Aluminium 2024-T351 WL 3.1354
Faser	Tenax [®] HTS 5631		Tenax [®] HTS 5631		-
Matrix	Cycom [®] 977-2		HexPly [®] 6376		-
Faserdurchmesser in μm	7		7		-
Filamentanzahl	12000		12000		-
Faservolumengehalt in %	65		65		-
Materialdicke in mm	4		2		6
<i>Physikalische Eigenschaften</i>	Faser	Matrix	Faser	Matrix	
Dichte in g/cm^3	1,77	1,31	1,77	1,31	2,77
Zugfestigkeit in MPa	4300	81,4 ± 11	4300	105	≥440
Zug-E-Modul in GPa	238	3,52 ± 0,14	238	3,6	70
Bruchdehnung in %	1,8	1,8	1,8	3,1	≥13
Glasübergangstemp. in °C	-	212	-	195	-

5.4 MESSTECHNIK

Zur Aufnahme der Messdatengrundlage wird im Rahmen der Zerspanversuche die nachfolgend aufgeführte Messtechnik genutzt:

5.4.1 Kraftmesstechnik

Die Messung der Prozesskräfte erfolgt werkstückseitig mit einem Mehrkomponenten-Dynamometer vom Typ 9257B bzw. 9253B der *Kistler Instrumente AG*. Die zugehörige Kraftmesskette zeigt Bild 5.2 (links). Das Messprinzip des Dynamometers basiert hierbei auf dem direkten piezoelektrischen Effekt. Dabei führt die einwirkende Zerspankraft zur Deformation der Piezokristalle und bewirkt eine Ladungstrennung, die proportional zur angreifenden Zerspankraft ist. Die durch die Piezokristalle erzeugte Ladung wird in einem Ladungsverstärker vom Typ 5019B130 der *Kistler Instrumente AG* in eine proportionale Spannung gewandelt, wobei zur Signalaufbereitung ein analoger Tiefpassfilter mit einer Grenzfrequenz von 1 kHz eingestellt wird. Die Digitalisierung der analogen Spannungssignale erfolgt mit einer Abtastrate von 25 kHz und einer Auflösung von 16 Bit über das Spannungseingangsmodul NI-9215 der *National Instruments Corp.*. Die Umrechnung in die Kraftsignale findet auf dem Messrechner in der Messsoftware *DIAdem* in Abhängigkeit vom eingestellten Messbereich am Ladungsverstärker statt. Für die Auswertung der Messdaten wird die Software *Matlab* der Firma *MathWorks* verwendet.

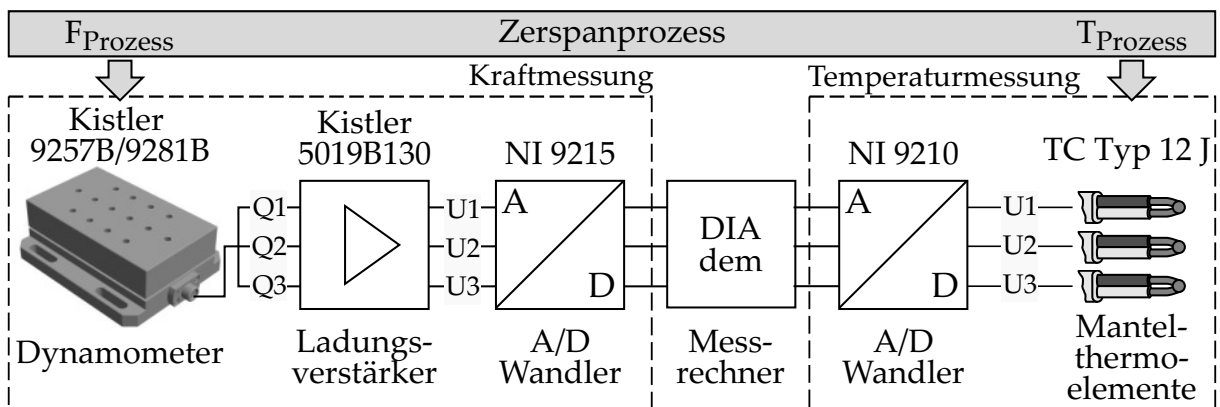


Bild 5.2: Messkette zur Aufnahme der Prozesskräfte und Temperaturen

5.4.2 Temperaturmesstechnik

Zur Messung zerspanungsinduzierter Werkstücktemperaturen werden Mantelthermoelemente vom Typ 12 J der *TC Mess- und Regeltechnik GmbH* verwendet, Bild 5.2 (rechts). Die Thermoelemente besitzen einen Manteldurchmesser von $d_{TE} = 0,5 \text{ mm}$, sind mineralisoliert und metallgeschirmt. Die für die Kalibrierung erforderlichen Referenztemperaturen wurden mit einem Blockkalibrator vom Typ *Jofra ATC-140B* der Fa. *AMETEK Inc.* erzeugt. Die Digitalisierung der Thermoelementspannung erfolgt über das Messmodul NI-9210 der *National Instruments Corp.* mit einer Abtastrate von 4,6 Hz

und einer Auflösung von 24 Bit. Die Umwandlung in das Temperatursignal findet im Messrechner in der Messsoftware *DIAdem* statt.

Zur Vorbereitung der werkstückseitigen Temperaturmessung werden vor jedem Versuch je drei Thermoelemente in vorgebohrten Sacklöchern fixiert. Die Bohrlöcher haben einen Durchmesser von $\varnothing 0,6$ mm und befinden sich in definierten Abständen zur Schnittkante (1,5 mm, 3,0 mm und 4,5 mm) (vgl. Bild 8.3). Hierdurch kann im Rahmen der Auswertung die Temperatur an der Schnittkante rechnerisch approximiert werden. Die Bohrlochtiefe ist so gewählt, dass die Thermoelementspitzen in der Mittelebene der Probeplatten liegen. Für eine gute Wärmeübertragung zwischen Werkstück und Thermoelementen werden die Sacklöcher mit Wärmeleitpaste gefüllt.

Während der Zerspanversuche wird mittels Thermografiekamera vom Typ *thermoIMAGER TIM 400* der Fa. *Micro-Epsilon GmbH* zudem die Werkzeugtemperatur überwacht. Auf diese Weise lässt sich qualitativ bestimmen, zu welchem Grad der thermische Gleichgewichtszustand erreicht ist, wenn das Werkzeug die Thermoelement-Messstelle passiert.

5.4.3 Optische Messtechnik

Zur Bewertung der Bearbeitungsqualität wird die Beschaffenheit der Schnittkanten und der gefertigten Oberflächen am Werkstück aufgenommen. Die Vermessung der Oberflächen erfolgt mit dem 3D-Oberflächenmessgerät *InfiniteFocus G4* der Fa. *Alicona Imaging GmbH*. Mit der zugehörigen Software werden anschließend relevante Oberflächenkenngrößen (u. a. S_a , S_z , R_a , R_z) bestimmt. Für die Aufnahme der Schnittkanten wird eine Stereolupe vom Typ *SZX10* in Kombination mit einer CCD-Kamera vom Typ *DP27* der Fa. *Evident Europe GmbH* genutzt. Die Faserüberstände und Delaminationen werden in der zugehörige Software *Stream Motion* vermessen.

In einigen Versuchen wird zudem die zerspankraftinduzierte Bauteildeformation während der Bearbeitung mit Lasersensoren vom Typ *optoNCDT 2300 ILD2300-10* der Fa. *Micro-Epsilon GmbH* erfasst. Hierfür werden ein stationär montierter und ein mit dem Werkzeug bewegter Sensor verwendet. Beide Sensoren zeichnen die Materialdurchbiegung an der unteren Bauteilkante mit einer Messrate von 5 kHz auf. Die Auswertung der Messdaten erfolgt mit der Software *Matlab* der Firma *MathWorks*.

5.5 MESSDATENVERARBEITUNG

Die in den Versuchen aufgenommenen Kraftmessdaten \vec{F}_{mess} werden vor der Auswertung aufbereitet. Zur Beseitigung hochfrequenter Signalanteile und Messrauschen wird eine Tiefpassfilterung mit einem Bessel-Filter 4. Ordnung durchgeführt. Die Wahl der Grenzfrequenz erfolgt abhängig vom verwendeten Werkzeug und der Drehzahl. Bei Werkzeugen mit definierter Schneide wird eine Grenzfrequenz oberhalb der Zahneingriffsfrequenz gewählt, sodass die Analyse einzelner Schneideneingriffe möglich ist. Weiterhin wird eine Zerlegung der Zerspankräfte bzgl. der Vorschubrichtung (F_f , F_{fN} , F_p) und der Schnitttrichtung (F_c , F_{cN} , F_p) vorgenommen. Die Umrechnung erfolgt auf Basis der in Bild 5.3 gezeigten Zusammenhänge mittels der beiden Transformationen

$$\begin{pmatrix} F_P \\ F_f \\ F_{fN} \end{pmatrix} = \mathbf{R}_y^T(\tau) \cdot \mathbf{R}_z^T(\arccos e_{f,2}) \cdot \begin{pmatrix} F_{X,\text{mess}} \\ F_{Y,\text{mess}} \\ F_{Z,\text{mess}} \end{pmatrix} \quad (5.1)$$

$$\begin{pmatrix} F_P \\ F_{cN} \\ F_c \end{pmatrix} = \mathbf{R}_x^T(\phi_m) \cdot \begin{pmatrix} F_P \\ F_f \\ F_{fN} \end{pmatrix} \quad (5.2)$$

Hierin sind $e_{f,2}$ der Anteil des normierten Vorschubvektors \vec{e}_f in Richtung der y-Achse des Dynamometers und \mathbf{R}_x , \mathbf{R}_y sowie \mathbf{R}_z die üblichen Drehmatrizen des \mathbb{R}^3 nach Gl. (A.9) bis Gl. (A.11). Während der Winkel τ die Werkzeugneigung angibt entspricht der Winkel ϕ_m dem Eingriffswinkel, der in der Mitte des Eingriffsbereichs für $\Delta\phi/2$ vorliegt. Mit der Ausrichtung des Kräfte-KOS nach Bild 5.3, gilt im Gleichlauf $F_c \geq 0 \text{ N}$ und im Gegenlauf $F_c \leq 0 \text{ N}$.

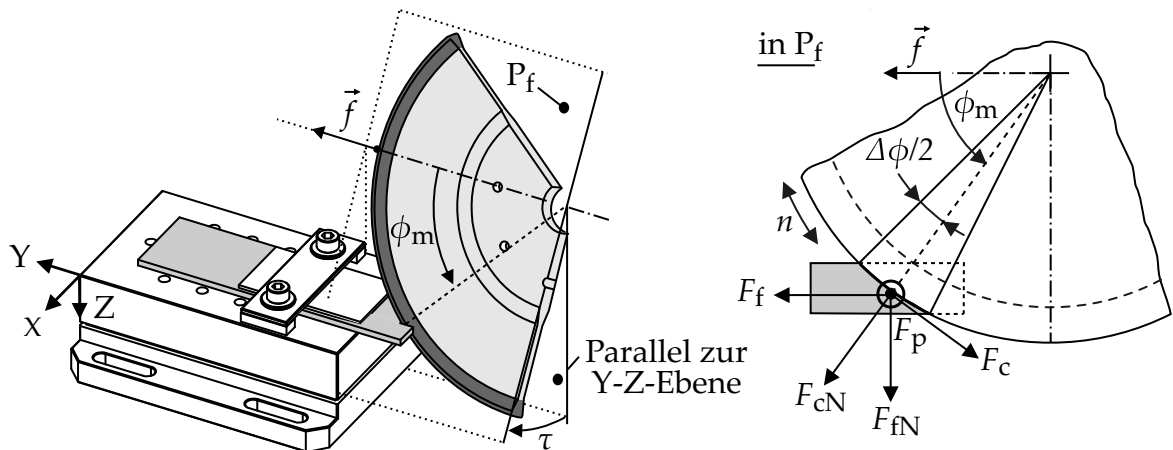


Bild 5.3: Transformation der gemessenen Prozesskräfte

Gegenstand dieses Kapitels ist die Entwicklung eines semi-empirischen Zerspankraftmodells. Dieses soll für die Berechnung der Zerspankräfte bei der spanenden Bearbeitung homogener Werkstoffe mit scheibenförmigen Werkzeugen zur Verfügung stehen. Damit das Modell sowohl für konventionelle Verfahrensvarianten als auch das CCC angewendet werden kann, wird in der Modellierung die spezielle Geometrie CCC-tauglicher Werkzeuge sowie eine seitliche Werkzeugneigung τ berücksichtigt. Das Modell ist damit in der Lage, beliebige Schnitt- und Eingriffsbedingungen scheibenförmiger Werkzeuge abzubilden.

Für die Berechnung wird ein mechanistischer Modellansatz gewählt, der sich an bestehenden Zerspankraftmodellen der 5-Achs-Fräsbearbeitung orientiert, die auf das Modell von Lee und Altintas zurückgehen [Sur06; OB07; LBE11; BPO17], [LA96]. Die Zerspankräfte werden hierbei aus den Eingriffsgrößen des betrachteten Zerspanprozesses berechnet, die sich wiederum aus dem Zusammenspiel von Prozesskinematik und der Werkzeuggeometrie ergeben. Den Ausgangspunkt der Modellierung bildet entsprechend die geometrische Beschreibung der Werkzeug- und Schneidengeometrie. In Abschnitt 6.1 wird zu diesem Zweck eine geeignete Werkzeugparametrierung eingeführt, welche die Abbildung beliebiger scheibenförmiger Werkzeuggeometrien erlaubt, d. h. sowohl konventioneller als auch CCC-tauglicher Trennscheiben und Scheibenfräser. Die geometrische Nachbildung der Werkzeughülle und der einzelnen Werkzeugschneiden erfolgt aufbauend in Abschnitt 6.2 mittels einer Parameterkurve im \mathbb{R}^3 . Nach einer Diskretisierung der Parameterkurve in Abschnitt 6.3 wird ein analytisches Kontaktzonenmodell entwickelt, mit welchem in Abschnitt 6.4 die lokalen Eingriffsverhältnisse und Spanungsgrößen an den einzelnen Schneidenelementen unter Berücksichtigung der Prozesskinematik bestimmt werden. Die Zerlegung der Schneide gewährleistet dabei im Falle stark variierender Eingriffsbedingungen eine hohe örtliche Modellauflösung. Für die Berechnung der Zerspankraft aus den ermittelten Spanungsgrößen wird anschließend in Abschnitt 6.5 je ein Kraftmodell für Werkzeuge mit definierter und undefinierter Schneide hergeleitet. Das Kapitel schließt mit der experimentellen Modellvalidierung in Abschnitt 6.6 auf Grundlage von Zerspanversuchen an Aluminium.

6.1 PARAMETRISIERUNG DER WERKZEUGGEOMETRIE

Zur Beschreibung beliebiger Schaftfräsergeometrien wurde von Egin und Altintas in [EA01] eine allgemeingültige Werkzeugparametrisierung zylindrischer Schaftwerkzeuge eingeführt. Anhand eines definierten Parametersatzes wird die vollständige geometrische Beschreibung der Werkzeughülle und der einzelnen Werkzeugschneiden ermöglicht, Bild 2.18. Aufbauend auf diesem Ansatz wird eine Werkzeugparametrisierung zur Abbildung beliebiger, CCC-tauglicher scheibenförmiger Zerspanwerkzeuge eingeführt.

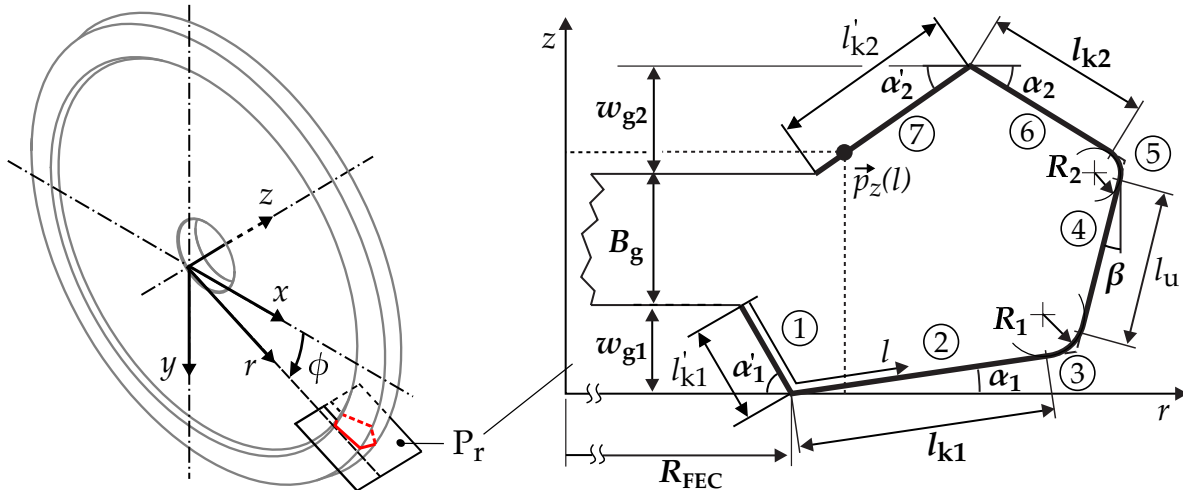


Bild 6.1: Parametrisierung scheibenförmiger Werkzeuge mit CCC-tauglicher Schneidengeometrie

Zur Beschreibung der Werkzeughülle werden 13 unabhängige Geometrieparameter verwendet. Hierdurch ist die Hüllkontur in der Werkzeugbezugsebene P_r vollständig definiert, Bild 6.1. Ein geeigneter Parametersatz ist durch die im Bild fett gedruckten Geometrieparameter gegeben.

Insgesamt setzt sich die Hüllkontur aus sieben Segmenten zusammen. Die Kontursegmente ①–③ befinden sich dabei auf der primären Werkzeughalbseite. Diese ist per Definition der zu fertigenden Bauteilkontur zugewandt. Die Segmente ⑤–⑦ liegen auf der sekundären Werkzeughalbseite, die mit dem Bauteilverschnitt in Kontakt steht. Die konischen Innenflächen der Werkzeughülle sind durch die Kontursegmente ① und ⑦ repräsentiert. Sie bilden den Übergang vom Werkzeuggrundkörper zum breitesten Teil des Schneidbereichs. Bei den am weitesten außenliegenden Punkten handelt es sich um die Durchstoßpunkte der FEC-Kontaktkreise durch die Werkzeugbezugsebene P_r (vgl. Bild 2.8). Der senkrechte Abstand dieser Punkte zum Werkzeuggrundkörper entspricht der Freistellungstiefe w_g , die nach Tabelle 2.1 entscheidenden Einfluss auf den minimal erreichbaren Konturradius beim FEC hat. Die Kontursegmente ② und ⑥ stellen die konischen Außenflächen der Werkzeughülle dar. Die Anstellung und Breite der konischen Außenflächen hat dabei hohe Bedeutung für das OCC. Einerseits bestimmt der Winkel α_1 nach Tab. 2.1 den minimal erreichbaren Konturradius $R_{k,min}$, andererseits muss die Breite der Fläche mit $l_{k1} > t_{ws}$ die Materialstärke übersteigen, damit das Material getrennt wird. An die konischen Außenflächen schließen zwei torische Teilflächen an, die in der P_r -Ebene die Kontursegmente ③ und ⑤ bilden. Sie markieren den Übergang zur Umfangsfläche der Werkzeughülle, welche durch das Kontursegment ④ repräsentiert ist und um den Winkel β angestellt sein kann.

Zur Nachbildung einer Werkzeuggeometrie werden nicht zwangsläufig alle zuvor beschriebenen Kontursegmente benötigt. Bei der Beschreibung einfacherer Werkzeuggeometrien, wie z. B. konventioneller Trennschleifscheiben, können einzelne Kontursegmente entfallen. In diesem Fall werden die zugehörigen Geometrieparameter aus Bild 6.1 zu Null gesetzt.

Durch die Werkzeughülle sind Werkzeuge mit geometrisch unbestimmter Schneide bereits vollständig beschrieben. Bei Werkzeugen mit geometrisch bestimmter Schneide

6.2 PARAMETRISCHE BESCHREIBUNG DER WERKZEUG- UND SCHNEIDENGEOMETRIE

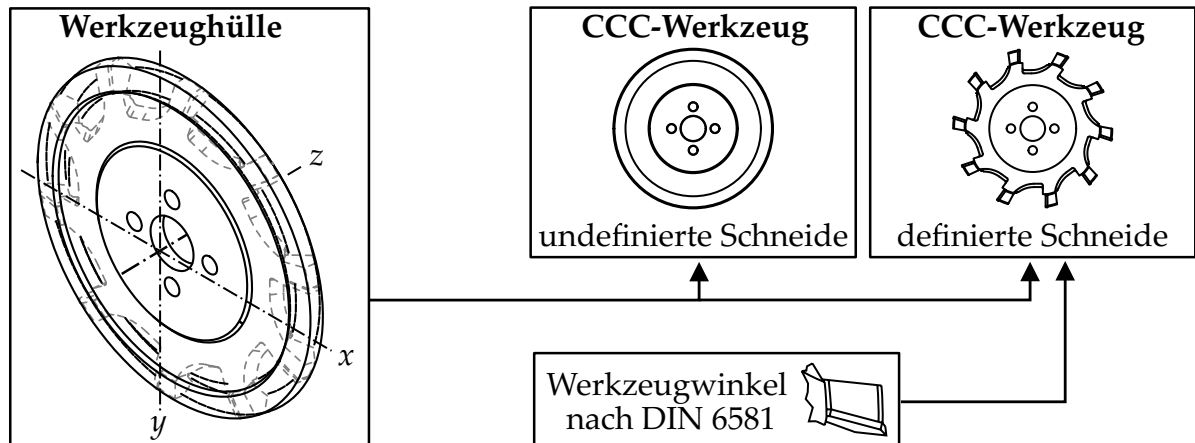


Bild 6.2: Werkzeughülle zur Beschreibung der Makrogeometrie geometrisch bestimmter und unbestimmter CCC-Werkzeuge

ist ergänzend die Angabe von zwei unabhängigen Werkzeugwinkeln erforderlich, Bild 6.2. Hierdurch wird eine mögliche Neigung der Spanfläche gegenüber der P_r -Ebene definiert. Geeignet ist beispielsweise die Angabe des Seitenspanwinkels γ_f und des Rückspanwinkels γ_p .

6.2 PARAMETRISCHE BESCHREIBUNG DER WERKZEUG- UND SCHNEIDENGEOMETRIE

Ausgehend von der zuvor eingeführten Parametrisierung wird im Folgenden die Geometrie scheibenförmiger Werkzeuge abschnittsweise in Form einer Parameterkurve mathematisch beschrieben. Dies umfasst neben der Beschreibung der Hüllkontur auch die Beschreibung der Einzelschneiden, sofern Werkzeuge mit definierter Schneide zum Einsatz kommen. Auf diese Weise kann für die Berechnung der Eingriffsgrößen und Zerspankraftanteile auf einzelne Punkte des schneidfähigen Bereichs bzw. der Werkzeugschneiden zugegriffen werden. Die Entwicklung der Parameterkurve erfolgt dabei ausgehend vom Ursprung des Werkzeugkoordinatensystems (WKS). Dieser ist im Rahmen der Arbeit wie folgt festgelegt:

Der Ursprung des WKS ist der Durchstoßpunkt der Werkzeugdrehachse durch die Ebene, die parallel zur Scheibenebene und durch den Eckpunkt zwischen den Kontursegmenten ① und ② verläuft. Der Ursprung liegt entsprechend auf der primären Werkzeughalbseite.

Für die kartesischen Koordinatenachsen des WKS gilt: Die Z-Achse steht senkrecht zur Scheibenebene. Die X-Achse ist in Vorschubrichtung des Werkzeugs ausgerichtet. Die Y-Achse ergänzt das System zu einem Rechtssystem.

Der Einfachheit halber wird die Parameterkurve ausgehend vom Ursprung jedoch zunächst in Zylinderkoordinaten entwickelt:

$$\vec{p}_z(l) = \begin{pmatrix} r(l) \\ \phi_r(l) \\ z(l) \end{pmatrix} \quad (6.1)$$

Auf einzelne Punkte \vec{p}_z der Parameterkurve wird hierbei über den Kurvenparameter $l \in [0, 1]$ zugegriffen, der in Anlehnung an Surmann [Sur06] die normierte Kurvenlänge beschreibt, die vom ersten Punkt der Parameterkurve zurückgelegt wurde. In Abhängigkeit von l befindet sich der betrachtete Punkt $\vec{p}_z(l)$ auf einem der Kontursegmente aus Bild 6.1. Die den Kontursegmenten zugeordneten Bereiche des Kurvenparameters l ergeben sich dabei aus den Einzellängen der Kontursegmente und der resultierenden Gesamtlänge:

$$L = l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1} + l_u + l_{b2} + l_{k2} + l'_{k2} \quad (6.2)$$

Die zugehörigen Berechnungsvorschriften zur Ermittlung der Einzellängen sind in den Gleichungen Gl. (A.1) bis Gl. (A.5) im Anhang aufgeführt. Für die einzelnen Kontursegmente folgt:

Primärer Innenkonus: $0 \leq l \leq \frac{l'_{k1}}{L}$

Im genannten Wertebereich von l liegt der Schneidenpunkt auf dem *primären Innenkonus* der Werkzeughülle und hat mit dem Bruchteil $k_1 \in [0, 1]$

$$k_1 = \frac{l \cdot L}{l'_{k1}}$$

die folgenden Koordinaten:

$$\vec{p}_z(l) = \begin{pmatrix} R_{\text{FEC}} \\ \phi_r(l) \\ 0 \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} (k_1 - 1) \cdot \frac{w_{g1}}{\tan \alpha'_1} \\ 0 \\ (1 - k_1) \cdot w_{g1} \end{pmatrix} \quad (6.3)$$

Primärer Außenkonus: $\frac{l'_{k1}}{L} \leq l \leq \frac{l'_{k1} + l_{k1}}{L}$

Im genannten Wertebereich von l liegt der Schneidenpunkt auf dem *primären Außenkonus* der Werkzeughülle und hat mit dem Bruchteil $k_2 \in [0, 1]$

$$k_2 = \frac{l \cdot L - l'_{k1}}{l_{k1}}$$

die folgenden Koordinaten:

$$\vec{p}_z(l) = \begin{pmatrix} R_{\text{FEC}} \\ \phi_r(l) \\ 0 \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} k_2 \cdot l_{k1} \cdot \cos \alpha_1 \\ 0 \\ k_2 \cdot l_{k1} \cdot \sin \alpha_1 \end{pmatrix} \quad (6.4)$$

Primärer torischer Bereich: $\frac{l'_{k1} + l_{k1}}{L} < l \leq \frac{l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1}}{L}$

Im genannten Wertebereich von l liegt der Schneidenpunkt auf dem *primären torischen Bereich* der Werkzeughülle und hat mit dem Bruchteil $k_3 \in (0, 1]$

$$k_3 = \frac{l \cdot L - (l'_{k1} + l_{k1})}{l_{b1}}$$

die folgenden Koordinaten:

$$\vec{p}_z(l) = \vec{p}_z \left(\frac{l'_{k1} + l_{k1}}{L} \right) + \begin{pmatrix} R_1 \cdot (\sin(\alpha_1 + k_3 \cdot (\frac{\pi}{2} - \alpha_1 - \beta)) - \sin \alpha_1) \\ 0 \\ R_1 \cdot (\cos \alpha_1 - \cos(\alpha_1 + k_3 \cdot (\frac{\pi}{2} - \alpha_1 - \beta))) \end{pmatrix} \quad (6.5)$$

Umfangsfläche: $\frac{l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1}}{L} < l \leq \frac{l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1} + l_u}{L}$

Im genannten Wertebereich von l liegt der Schneidenpunkt auf der *Umfangsfläche* der Werkzeughülle und hat mit dem Bruchteil $k_4 \in (0, 1]$

$$k_4 = \frac{l \cdot L - (l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1})}{l_u}$$

die folgenden Koordinaten:

$$\vec{p}_z(l) = \vec{p}_z \left(\frac{l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1}}{L} \right) + \begin{pmatrix} k_4 \cdot l_u \cdot \sin \beta \\ 0 \\ k_4 \cdot l_u \cdot \cos \beta \end{pmatrix} \quad (6.6)$$

Sekundärer torischer Bereich: $\frac{l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1} + l_u}{L} < l \leq \frac{l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1} + l_u + l_{b2}}{L}$

Im genannten Wertebereich von l liegt der Schneidenpunkt auf dem *sekundären torischen Bereich* der Werkzeughülle und hat mit dem Bruchteil $k_5 \in (0, 1]$

$$k_5 = \frac{l \cdot L - (l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1} + l_u)}{l_{b2}}$$

die folgenden Koordinaten:

$$\vec{p}_z(l) = \vec{p}_z \left(\frac{l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1} + l_u}{L} \right) + \begin{pmatrix} R_2 \cdot (\cos(\beta + k_5 \cdot (\frac{\pi}{2} - \alpha_2 + \beta)) - \cos \beta) \\ 0 \\ R_2 \cdot (\sin \beta - \sin(\beta + k_5 \cdot (\frac{\pi}{2} - \alpha_2 + \beta))) \end{pmatrix} \quad (6.7)$$

Sekundärer Außenkonus: $\frac{l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1} + l_u + l_{b2}}{L} < l \leq \frac{l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1} + l_u + l_{b2} + l_{k2}}{L}$

Im genannten Wertebereich von l liegt der Schneidenpunkt auf dem *sekundären Außenkonus* der Werkzeughülle und hat mit dem Bruchteil $k_6 \in (0, 1]$

$$k_6 = \frac{l \cdot L - (l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1} + l_u + l_{b2})}{l_{k2}}$$

die folgenden Koordinaten:

$$\vec{p}_z(l) = \vec{p}_z \left(\frac{l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1} + l_u + l_{b2}}{L} \right) + \begin{pmatrix} -k_6 \cdot l_{k2} \cdot \cos \alpha_2 \\ 0 \\ k_6 \cdot l_{k2} \cdot \sin \alpha_2 \end{pmatrix} \quad (6.8)$$

Sekundärer Innenkonus: $\frac{l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1} + l_u + l_{b2} + l_{k2}}{L} < l \leq 1$

Im genannten Wertebereich von l liegt der Schneidenpunkt auf dem *sekundären Innenkonus* der Werkzeughülle und hat mit dem Bruchteil $k_7 \in (0, 1]$

$$k_7 = \frac{l \cdot L - (l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1} + l_u + l_{b2} + l_{k2})}{l'_{k2}}$$

die folgenden Koordinaten:

$$\vec{p}_z(l) = \vec{p}_z \left(\frac{l'_{k1} + l_{k1} + l_{b1} + l_u + l_{b2} + l_{k2}}{L} \right) + \begin{pmatrix} -k_7 \cdot \frac{w_{g2}}{\tan \alpha'_2} \\ 0 \\ -k_7 \cdot w_{g2} \end{pmatrix} \quad (6.9)$$

Mit den jeweils angegebenen radialen und axialen Koordinaten $r(l)$ und $z(l)$ der Parameterkurve \vec{p}_z ist die Werkzeughülle in der Werkzeugbezugsebene P_r mathematisch eindeutig definiert. Die Hüllkontur des Werkzeugs ergibt sich damit als Sonderfall der allgemeinen Parameterkurve \vec{p}_z in Zylinderkoordinaten zu

$$\vec{p}_k(l) = \begin{pmatrix} r(l) \\ 0 \\ z(l) \end{pmatrix} \quad (6.10)$$

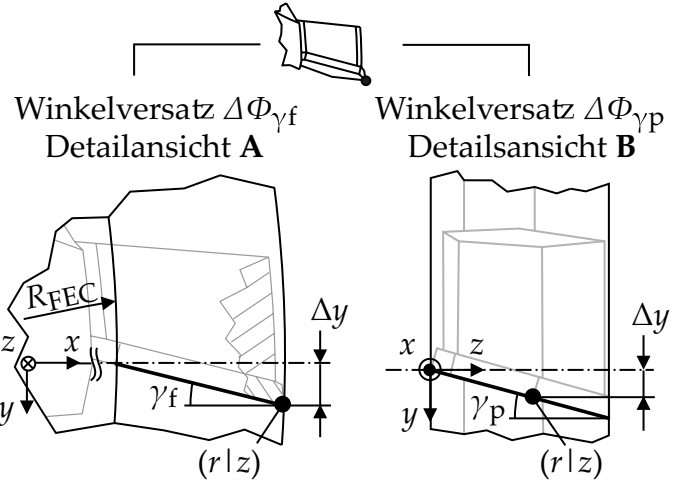
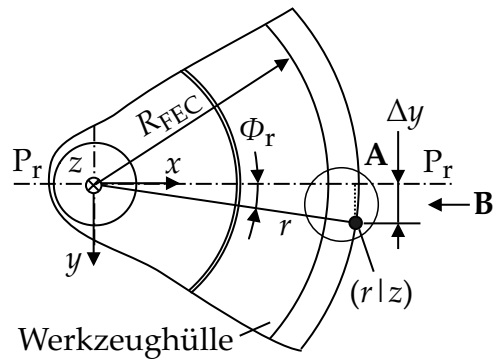
Werkzeuge mit geometrisch unbestimmter Schneide lassen sich hierdurch vollständig beschreiben. Der Polarwinkel $\phi_r(l)$ aus Gl. (6.1), welcher die Position eines Schneidenpunkts in Werkzeugumfangsrichtung festlegt, wird zur Beschreibung nicht benötigt.

Im Gegensatz dazu ist der Polarwinkel $\phi_r(l)$ bei Werkzeugen mit definierter Schneide erforderlich, um einen Schneidenversatz gegenüber der Bezugsebene P_r anzugeben, wenn die Spanfläche in irgendeiner Weise geneigt ist. Die Neigung der Spanfläche lässt sich dabei durch den Seitenspanwinkel γ_f und den Rückspanwinkel γ_p nach DIN 6581 vollständig beschreiben [DIN85]. Für die Verschiebung der Schneidenpunkte in Umfangsrichtung gilt entsprechend:

$$\phi_r(l) = \begin{cases} 0 & , \quad \text{für geom. unbestimmte Schneide} \\ \phi_{\gamma_f}(l) + \phi_{\gamma_p}(l) & , \quad \text{für geom. bestimmte Schneide} \end{cases} \quad (6.11)$$

Für die beiden Winkelanteile, die im Falle einer geometrisch bestimmten Schneide auftreten, gilt mit den geometrischen Zusammenhängen aus Bild 6.3:

Schneidenpunkt $(r|z)$ an geneigter
Schneide außerhalb P_r :



Hinweis: Aus Gründen der Übersichtlichkeit ist der Schneidenpunkt für $r = R$ dargestellt

Bild 6.3: Schneidenversatz gegenüber der Werkzeugbezugsebene P_r bei geometrisch bestimmter Schneide in Abhängigkeit des Seitenspanwinkels γ_f und Rückspanwinkels γ_p

$$\phi_{\gamma_f}(l) = \arcsin \left(\tan \gamma_f \cdot \left(1 - \frac{R_{FEC}}{r(l)} \right) \right) \quad (6.12)$$

$$\phi_{\gamma_p}(l) = \arcsin \left(\tan \gamma_p \cdot \frac{z(l)}{r(l)} \right) \quad (6.13)$$

Zur Angabe der Schneidenpunkte im kartesischen WKS wird die entwickelte Parameterkurve abschließend transformiert. Für den resultierenden Ortsvektor eines beliebigen Schneidenpunkts gilt in Abhängigkeit der Laufvariable l und des Eingriffswinkels $\phi \in [0, 2\pi]$:

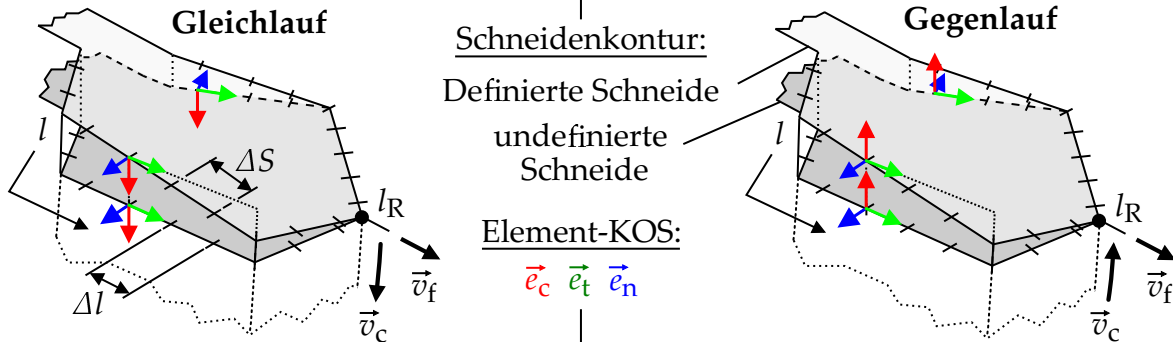
$$\vec{p}(\phi, l) = \begin{pmatrix} r(l) \cdot \cos(\phi + \phi_r(l)) \\ r(l) \cdot \sin(\phi + \phi_r(l)) \\ z(l) \end{pmatrix} \quad (6.14)$$

6.3 DISKRETISIERUNG DES SCHNEIDENBEREICHS

Mit dem Ziel, die Spanungsgrößen und Zerspankraftanteile an den Werkzeugschneiden mit hoher örtlicher Auflösung zu bestimmen, wird in Anlehnung an Yang und Park eine Diskretisierung der Werkzeugschneiden bzw. des Schneidenbereichs vorgenommen [YP91]. Die Parameterkurve aus dem vorherigen Abschnitt wird zu diesem Zweck in N_e Elemente unterteilt. Mit der Schrittweite der Diskretisierung

$$\Delta l = \frac{1}{N_e} \quad (6.15)$$

\mathcal{K}_l : Element-KOS linkshändig für $l \geq l_R$ | \mathcal{K}_r : Element-KOS rechtshändig für $l \geq l_R$



\mathcal{K}_r : Element-KOS rechtshändig für $l < l_R$ | \mathcal{K}_l : Element-KOS linkshändig für $l < l_R$

Bild 6.4: Diskretisierung des Schneidbereichs und schneidenlokales Koordinatensystem im Gleichlauf (links) und im Gegenlauf (rechts)

nimmt die Laufvariable l dabei in Abhängigkeit des Schneidenelementindex i folgende diskrete Werte an:

$$l_i = (i - 1) \cdot \Delta l, \quad i \in \{i \in \mathbb{N} \mid 1 \leq i \leq N_e\} \quad (6.16)$$

Die Berechnung der Spanungsgrößen und Kraftanteile erfolgt anschließend für jedes dieser Schneidenelemente gesondert in einem eigenen lokalen Koordinatensystem \mathcal{K} , welches von den Einheitsvektoren in Schnitt-, Tangential- und Normalenrichtung aufgespannt wird $B_{\mathcal{K}} = \{\vec{e}_c, \vec{e}_t, \vec{e}_n\}$, Bild 6.4. Die Vektoren ergeben sich aus den nachfolgend aufgeführten Gleichungen Gl. (6.17) bis Gl. (6.19). Es ist zu beachten, dass die Vektoren im Gleichlauf für Schneidenelemente mit $l < l_R$ ein Rechtssystem \mathcal{K}_r bilden. Für nachfolgende Schneidenelemente mit $l \geq l_R$ bilden die Vektoren dagegen ein Linkssystem \mathcal{K}_l , Bild 6.4 (links). Der Laufparameter l_R verweist mit

$$r(l_R) = \max(r(l)) = R$$

hierbei auf den Schneidenpunkt am größten Werkzeugdurchmesser. Im Gegenlauf kehrt sich diese Definition gerade um, Bild 6.4 (rechts). Hierdurch ist sichergestellt, dass die tangentialen Einheitsvektoren \vec{e}_t in den konischen Schneidbereichen auf der primären und sekundären Werkzeughalbseite einheitlich ausgerichtet und von der Werkzeugdrehachse abgewandt sind. Dies gewährleistet, dass sich die tangentialen Kraftkomponenten ΔF_t bei der vektoriellen Addition im Rahmen der Zerspankraftberechnung nicht anteilig aufheben.

Einheitsvektor in Schnittrichtung \vec{e}_c :

Der Vektor \vec{e}_c ist in Schnittrichtung ausgerichtet und wird im WKS aus dem Einheitsvektor der Werkzeugdrehung \vec{e}_Ω und den Ortsvektoren der Schneidenelemente \vec{p} nach Gl. (6.14) gebildet:

$$\vec{e}_c(\phi, l) = \frac{\vec{e}_\Omega \times \vec{p}(\phi, l)}{|\vec{e}_\Omega \times \vec{p}(\phi, l)|} \quad (6.17)$$

Der in die Berechnung eingehende Einheitsvektor der Werkzeugdrehung \vec{e}_Ω verläuft entlang der Werkzeugdrehachse und gibt die Drehrichtung entsprechend der Rechten-Hand-Regel an:

$$\vec{e}_\Omega = \begin{cases} (0 & 0 & 1)^T, & \text{im Gleichlauf} \\ (0 & 0 & -1)^T, & \text{im Gegenlauf} \end{cases}$$

Einheitsvektor in Tangentialrichtung \vec{e}_t :

Der Vektor \vec{e}_t wird durch den in die Bezugsebene P_r projizierten Verbindungsvektor der beiden Eckpunkte eines Schneidenelements $\Delta\vec{p}$ gebildet und ist durchgehend von der Werkzeugdrehachse abgewandt:

$$\vec{e}_t(\phi, l) = \begin{cases} \frac{\Delta\vec{p}(\phi, l) - \vec{e}_c(\phi, l) \cdot (\Delta\vec{p}(\phi, l) \circ \vec{e}_c(\phi, l))}{|\Delta\vec{p}(\phi, l) - \vec{e}_c(\phi, l) \cdot (\Delta\vec{p}(\phi, l) \circ \vec{e}_c(\phi, l))|}, & \text{für } l < l_R \rightarrow \mathcal{K}_r \\ -\frac{\Delta\vec{p}(\phi, l) - \vec{e}_c(\phi, l) \cdot (\Delta\vec{p}(\phi, l) \circ \vec{e}_c(\phi, l))}{|\Delta\vec{p}(\phi, l) - \vec{e}_c(\phi, l) \cdot (\Delta\vec{p}(\phi, l) \circ \vec{e}_c(\phi, l))|}, & \text{für } l \geq l_R \rightarrow \mathcal{K}_l \end{cases} \quad (6.18)$$

Für den in die Berechnung eingehenden Verbindungsvektor der Eckpunkte gilt:

$$\Delta\vec{p}(\phi, l) = \vec{p}(\phi, l + \Delta l) - \vec{p}(\phi, l)$$

Da der Vektor \vec{e}_t in der P_r -Ebene definiert ist, hat eine ggf. vorliegende Neigung der Schneide bei Werkzeugen mit definierter Schneide keinen Einfluss auf die räumliche Ausrichtung des Vektors.

Einheitsvektor in Normalenrichtung \vec{e}_n :

Der Vektor \vec{e}_n steht senkrecht zur Schneide und ist vom Werkzeug aus gesehen nach außen gerichtet. Er ergänzt die beiden vorherigen Vektoren in Abhängigkeit der Schneidenelementposition l zu einem Rechts- bzw. Linkssystem:

$$\vec{e}_n(\phi, l) = \begin{cases} \vec{e}_c(\phi, l) \times \vec{e}_t(\phi, l), & \text{für } l < l_R \rightarrow \mathcal{K}_r \\ \vec{e}_t(\phi, l) \times \vec{e}_c(\phi, l), & \text{für } l \geq l_R \rightarrow \mathcal{K}_l \end{cases} \quad (6.19)$$

6.4 ANALYTISCHES KONTAKTZONENMODELL

Zur Bestimmung der an den einzelnen Schneidenelementen vorliegenden geometrischen Eingriffsgrößen wird ein analytisches Kontaktzonenmodell hergeleitet. Das Modell greift auf die mathematische Beschreibung der Vorschubbewegung und der Werkzeuggeometrie zurück und gibt den lokalen Eingriffsbereich der einzelnen Schneidenelemente sowie die jeweils lokal vorliegenden Spannungsgrößen aus. Diese dienen wiederum als Eingangsrößen für die Zerspankraftberechnung in Abschnitt 6.5.

Der gewählte analytische Modellansatz gewährleistet in diesem Zusammenhang eine effiziente Bestimmung der Eingriffsgrößen mit entsprechend geringen Berechnungszeiten. Allerdings lassen sich die Eingriffsbedingungen nur an ebenen Bauteilen

korrekt berechnen, wobei die Kontur innerhalb der Bauteilebene beliebig gekrümmt sein kann. Ist nicht nur die Bauteilkontur, sondern auch das Bauteil selbst gekrümmt, besitzt das Kontaktzonenmodell nur eingeschränkte Gültigkeit. Für diesen Fall wäre die Bestimmung der Eingriffsgrößen aus einem vorgelagerten Materialabtragsmodell erforderlich (vgl. Bild 2.17). Die im Leichtbau verwendeten FKV-Schalenbauteile weisen jedoch in der Regel keine oder nur geringe Krümmungen senkrecht zur Bauteiloberfläche auf. Das entwickelte Modell kann daher für ein breites Bauteilspektrum mit ausreichender Berechnungsgenauigkeit eingesetzt werden.

6.4.1 Beschreibung der Vorschubbewegung

Die Vorschubbewegung des Werkzeugmittelpunkts (TCP für "Tool Center Point") scheibenförmiger Werkzeuge lässt sich für eine beliebige Bearbeitungssituation an ebenen Bauteilen vollständig über den Momentanpol \vec{M} und den zugehörigen Drehgeschwindigkeitsvektor $\vec{\omega}$ charakterisieren. Neben einer rein linearen Vorschubbewegung mit konventionellen Werkzeugen kann hierdurch auch die Vorschubbewegung entlang gekrümmter Konturen beim CCC abgebildet werden. In Abhängigkeit des zu bearbeitenden Konturradius R_k und der eingesetzten CCC-Verfahrensvariante liegt der Momentanpol M der Bewegung im WKS auf der Bauteiloberseite nach Bild 6.5 bei

$$\vec{M} = \vec{p}_b + \vec{P}_{bM} \quad (6.20)$$

Hierbei ist \vec{p}_b der Ortsvektor des Punkts P_b , der den Bezugspunkt der Werkzeugdurchtauchtiefe t_{wz} darstellt und in Abhängigkeit der CCC-Verfahrensvariante wie folgt festgelegt ist:

$$\vec{p}_b = \begin{pmatrix} 0 \\ r_b \\ z_b \end{pmatrix} = \begin{cases} \begin{pmatrix} 0 \\ R_{FEC} \\ 0 \end{pmatrix} + l_{k1} \cdot \begin{pmatrix} 0 \\ \cos \alpha_1 \\ \sin \alpha_1 \end{pmatrix}, & \text{für OCC} \\ \begin{pmatrix} 0 \\ R_{FEC} \\ 0 \end{pmatrix}, & \text{für FEC} \end{cases} \quad (6.21)$$

Mit den geometrischen Zusammenhängen in Bild 6.5 beträgt der Verbindungsvektor \vec{P}_{bM} zwischen Bezugspunkt P_b und Momentanpol M im WKS:

$$\vec{P}_{bM} = \begin{cases} \mathbf{R}_x^T(\tau) \cdot \begin{pmatrix} 0 \\ -(t_{wz} + t_{ws}) \\ R_k \end{pmatrix}, & \text{für OCC} \\ \mathbf{R}_x^T(\tau) \cdot \begin{pmatrix} 0 \\ -(t_{wz} + t_{ws}) \\ \text{sgn } R_k \cdot \sqrt{R_k^2 - f_1^2} - \tan \tau \cdot (t_{wz} + t_{ws}) \end{pmatrix}, & \text{für FEC} \end{cases} \quad (6.22)$$

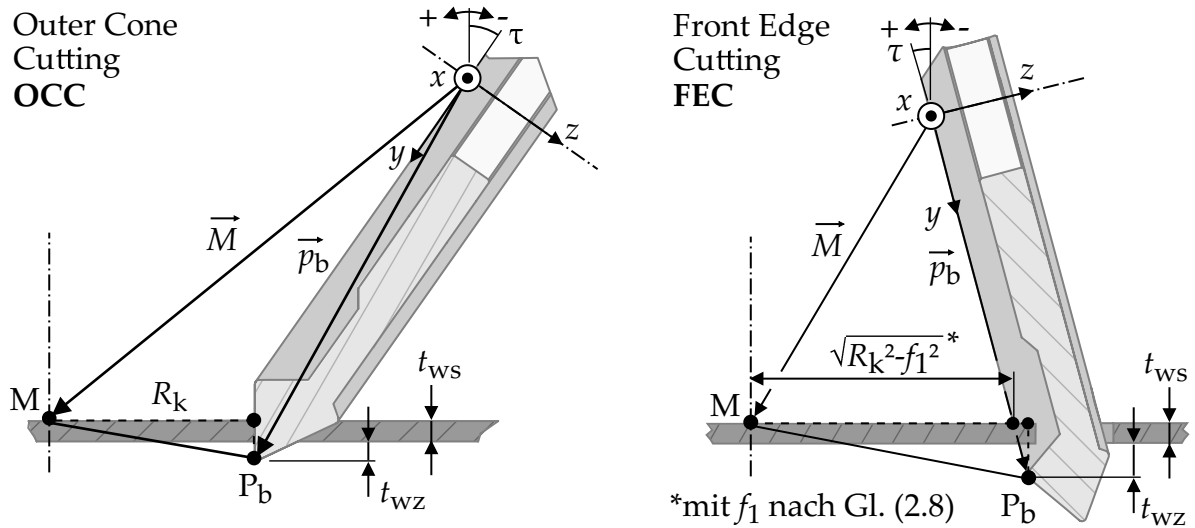


Bild 6.5: Lage des Momentanpols im Werkzeugkoordinatensystem in Abhängigkeit der CCC-Verfahrensvariante

Über das Vorzeichen des Krümmungsradius R_k wird zwischen konkaven und konvexen Bauteilkrümmungen unterschieden:

$$\text{sgn}(R_k) = \begin{cases} -, & \text{bei konvexer Krümmung} \\ +, & \text{bei konkaver Krümmung} \end{cases} \quad (6.23)$$

Der Drehgeschwindigkeitsvektor $\vec{\omega}$ als weiteres beschreibendes Element der Vorschubbewegung entspringt am Momentanpol M und legt über den Einheitsvektor \vec{e}_ω die Ausrichtung der Momentanpolachse fest:

$$\vec{\omega} = \omega \cdot \vec{e}_\omega \quad (6.24)$$

Die räumliche Orientierung der Momentanpolachse hängt dabei von der Werkzeugneigung τ und dem Krümmungsradius R_k ab. Entsprechend der Rechte-Hand-Regel verläuft der Vektor bei konvexen Bauteilkrümmungen von der Materialoberseite zur Materialunterseite und bei konkaven Krümmungen in entgegengesetzter Richtung (vgl. Bild 6.6):

$$\vec{e}_\omega = \text{sgn } R_k \cdot \begin{pmatrix} 0 \\ -\cos \tau \\ \sin \tau \end{pmatrix} \quad (6.25)$$

Der Betrag des Drehgeschwindigkeitsvektors ω , d. h. die Winkelgeschwindigkeit der Werkzeugbewegung bezüglich des Momentanpols, ergibt sich nach Bild 6.6 aus der Vorschubgeschwindigkeit v_f des TCP im Ursprung des WKS und dem kürzesten Abstand des TCP zur Momentanpolachse:

$$\omega = \frac{v_f}{|\vec{e}_\omega \times \vec{M}|} \quad (6.26)$$

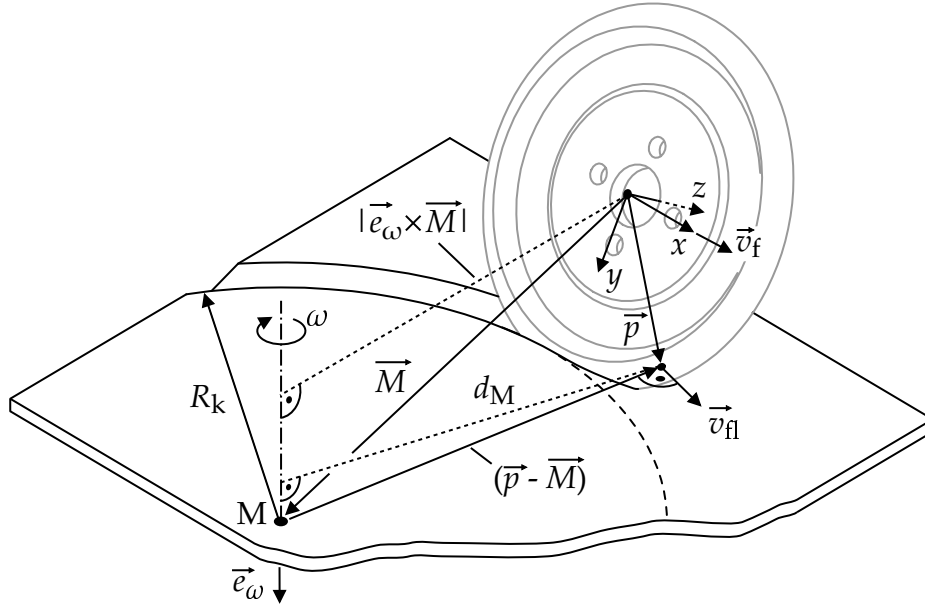


Bild 6.6: Lokale Vorschubgeschwindigkeit am Schneidenelement beim Kurvenschnitt

Für die durch $\vec{\omega}$ und \vec{M} definierte Starrkörperbewegung des Werkzeugs kann die lokale Vorschubgeschwindigkeit \vec{v}_{fl} an beliebigen Punkten des Werkzeugs und damit auch an den einzelnen diskretisierten Schneidenelementen bestimmt werden (vgl. Bild 6.6):

$$\vec{v}_{fl}(\phi, l) = v_{fl}(\phi, l) \cdot \vec{e}_{fl}(\phi, l) = \vec{\omega} \times (\vec{p}(\phi, l) - \vec{M}) \quad (6.27)$$

Eine Umformulierung des Ausdrucks zeigt, dass die lokale Vorschubgeschwindigkeit dabei einerseits aus einer Translationsbewegung des Werkzeugs und andererseits aus einer Rotationsbewegung des Werkzeugs um den TCP resultiert:

$$\vec{v}_{fl}(\phi, l) = \underbrace{\vec{\omega} \times \vec{p}(\phi, l)}_{\vec{v}_{fl,rot}} + \overbrace{\vec{\omega} \times -\vec{M}}^{\vec{v}_{fl,trans}} \quad (6.28)$$

Die Werkzeugtranslation führt hierbei zu einem Vorschubgeschwindigkeitsanteil $\vec{v}_{fl,trans}$, der an allen Punkten des Werkzeugs gleichmäßig und in die gleiche Raumrichtung wirkt. Demgegenüber variiert der Betrag und die Ausrichtung des rotatorischen Vorschubgeschwindigkeitsanteils $\vec{v}_{fl,rot}$ mit der Lage des betrachteten Werkzeugpunkts im WKS. Der rotatorische Geschwindigkeitsanteil tritt jedoch nur dann auf, wenn das Werkzeug wie beim CCC entlang einer gekrümmten Bahn bewegt wird.

Für den Betrag der lokalen Vorschubgeschwindigkeit $v_{fl}(\phi, l)$ in Gl. (6.27) gilt:

$$v_{fl}(\phi, l) = \omega \cdot d_M(\phi, l) \quad (6.29)$$

Hierin ist d_M der kürzeste Abstand des betrachteten Schneidenelements \vec{p} zur Momentanpolachse \vec{e}_ω :

$$d_M(\phi, l) = \left| \vec{e}_\omega \times (\vec{p}(\phi, l) - \vec{M}) \right| \quad (6.30)$$

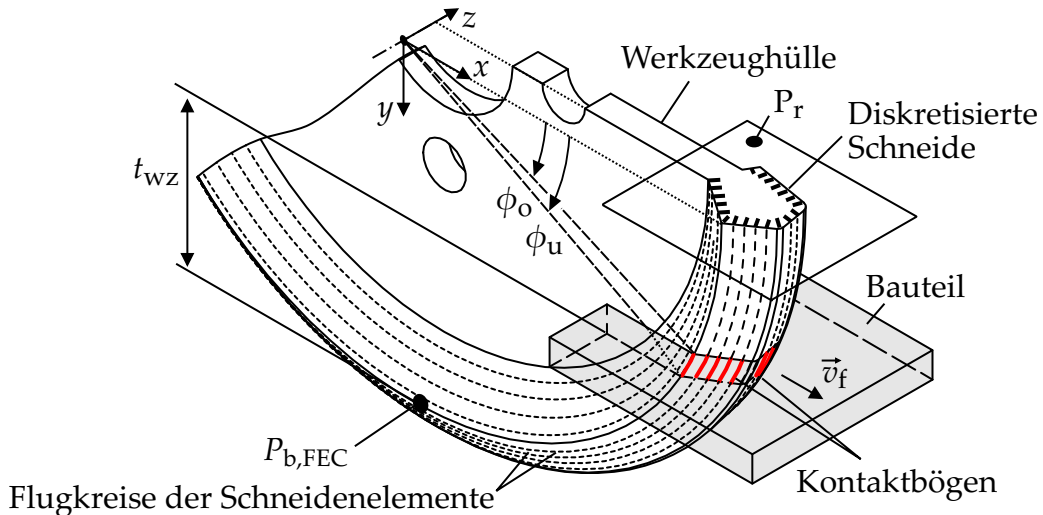


Bild 6.7: Geometrische Beschreibung des Werkzeugeingriffsbereichs

Mit der Drehzahl n ergibt sich der lokale Vorschub f_l :

$$f_l(\phi, l) = \frac{v_{fl}(\phi, l)}{n} \quad (6.31)$$

6.4.2 Modellierung des Werkzeugeingriffs

Mit der analytischen Beschreibung der Vorschubbewegung aus dem vorherigen Abschnitt und der Werkzeuggeometrie wird im nächsten Schritt der Bereich am Werkzeugumfang identifiziert, für den sich die Schneidenelemente bei einer gegebenen Bearbeitungssituation im Eingriff befinden. Prinzipiell bewegen sich die einzelnen Schneidenelemente bei einer Werkzeugumdrehung auf Kreisbahnen mit dem Radius $r(l)$ um die Werkzeughöhle. Die Gesamtheit der Kreisbahnen repräsentiert die Werkzeughöhle. Der Eingriffsbereich bzw. die Kontaktzone wird analog durch die Gesamtheit der Kontaktbögen gebildet, Bild 6.7. Hierbei handelt es sich um die Kreissegmente zwischen der oberen und unteren Decklage des FKV-Laminats, für die tatsächlich ein Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück vorliegt.

Ob ein Kontakt zwischen Werkstück und Werkzeug besteht, hängt dabei u. a. von der Vorschubbewegung ab. Bei einer rein translatorischen Vorschubbewegung entlang eines geraden Bahnabschnitts folgt der dem TCP nacheilende Schneidenbereich beispielsweise exakt der Nut, die durch den voreilenden Schneidenbereich gefertigt wurde. Der Kontakt beschränkt sich in diesem Fall auf den Eingriffswinkelbereich $\phi \leq \pi/2$, Bild 6.8 (links). Tritt bei der Bearbeitung gekrümmter Bauteilkonturen ergänzend ein rotatorischer Vorschubanteil auf, befindet sich zusätzlich zum voreilenden Schneidenbereich vorübergehend auch ein Teil des nacheilenden Schneidenbereichs im Eingriffswinkelbereich $\phi > \pi/2$ in Kontakt mit dem Werkstück, Bild 6.8 (rechts).

Für die vollständige Abbildung des Werkzeugeingriffs bei einer beliebigen Eingriffssituation muss sowohl die Kontaktzone des voreilenden als auch die des nacheilenden Schneidenbereichs berücksichtigt werden. Die analytischen Gleichungen zur Bestimmung des Werkzeugeingriffs bzw. der begrenzenden Eingriffswinkel an der oberen und

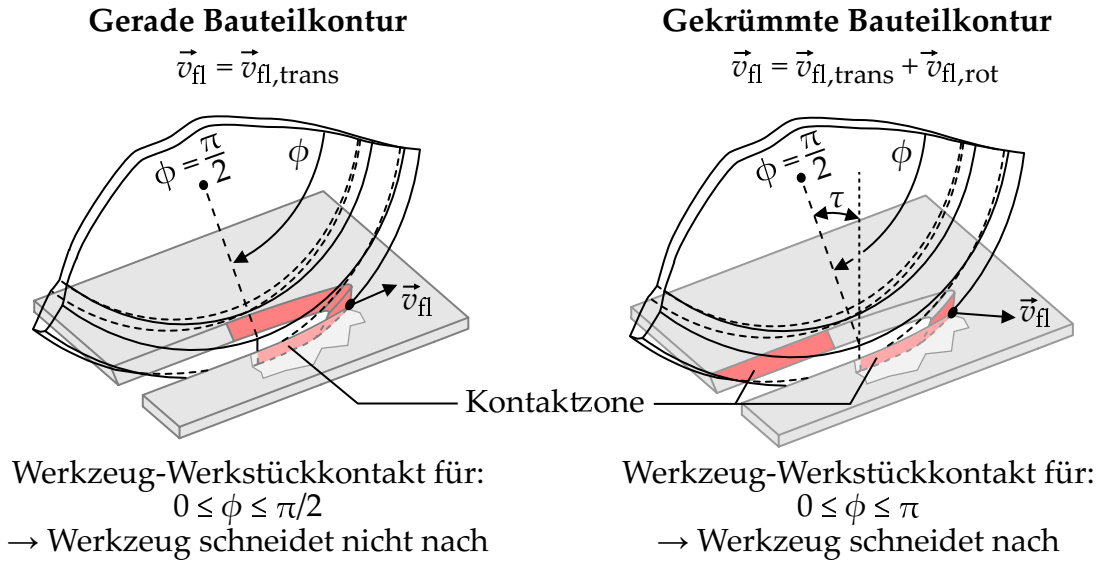


Bild 6.8: Kontaktzone bei der CCC-Bearbeitung in Abhängigkeit der Vorschubbewegung

unteren Decklage ϕ_o und ϕ_u werden für die beiden Bereiche im Folgenden getrennt vorgestellt.

Werkzeugeingriff im voreilenden Schneidenbereich

Bei der Bearbeitung mit $v_f > 0$ m/min liegt zwischen dem voreilenden Schneidenbereich und dem Werkstück immer ein Kontakt vor. Die Kontaktbögen und deren begrenzende Eingriffswinkel ergeben sich in diesem Fall aus der Materialstärke t_{ws} und der lokalen Durchtauchtiefe t_l der Kreisbahnen, auf denen sich die Schneidenelemente um die Werkzeughrehachse bewegen. Die lokale Durchtauchtiefe ist hierbei ebenso wie die globale Durchtauchtiefe nicht in der Arbeitsebene P_f , sondern senkrecht zur Werkstückoberfläche definiert. Mit den in Bild 6.9 gezeigten geometrischen Zusammenhängen gilt:

$$t_l(l) = t_{wz} + \cos \tau \cdot (r(l) - r_b) - \sin \tau \cdot (z(l) - z_b) \quad (6.32)$$

In die Berechnung gehen neben der radialen Position $r(l)$ und axialen Position $z(l)$ des betrachteten Schneidenelements, der gewählten globalen Durchtauchtiefe t_{wz} und der Werkzeugneigung τ die Koordinaten des verfahrensvariantenspezifischen Bezugspunkts \vec{p}_b nach Gl. (6.21) ein. Für das konventionelle Trennschleifen und Sägen wird der Bezugspunkt des FEC verwendet.

Mit der lokalen Durchtauchtiefe t_l lässt sich der Durchstoßwinkel ϕ_d bestimmen, der den Schnittpunkt eines Kontaktbogens mit einer beliebigen Werkstückebene relativ zur X-Achse im WKS bemisst. Mit dem Lageparameter $m \in [0, 1]$ der betrachteten Werkstückebene gilt:

$$\phi_d(l, m) = \arcsin \left(1 - \frac{t_l(l) + t_{ws} \cdot m}{r(l) \cdot \cos \tau} \right) \quad (6.33)$$

Die den Kontaktbereich begrenzenden Eingriffswinkel ϕ_u und ϕ_o folgen mit $m = 0$ an der unteren und $m = 1$ an der oberen Decklage aus Gl. (6.33) zu:

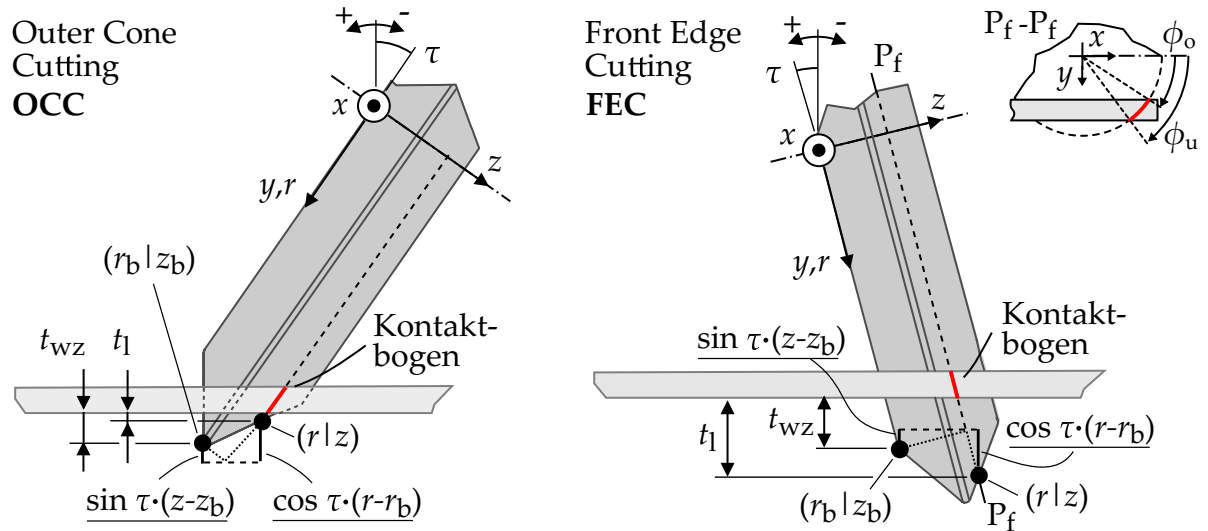


Bild 6.9: Bestimmung der lokalen Durchtauchtiefe t_1 in Abhängigkeit der CCC-Verfahrensvariante

$$\phi_d(l, m) = \begin{cases} \phi_u(l), & \text{für } m = 0 \\ \phi_o(l), & \text{für } m = 1 \end{cases} \quad (6.34)$$

Für den Gesamteingriffswinkel $\Delta\phi$ und die schneidenelementspezifische Kontaktlänge gilt in Anlehnung an Gl. (2.1) und Gl. (2.2):

$$\Delta\phi(l) = \phi_u(l) - \phi_o(l) \quad (6.35)$$

$$l_c(l) = r(l) \cdot \Delta\phi(l) \quad (6.36)$$

Werkzeugeingriff im nacheilenden Schneidenbereich

Wird das Werkzeug entlang einer gekrümmten Bauteilkontur bewegt, tritt neben dem voreilenden Schneidenbereich auch der nacheilenden Schneidenbereiche vorübergehend in Kontakt mit dem Werkstück. Dieses Nachschneiden des Werkzeugs tritt auf, sobald die Krümmung des Bauteils in Vorschubrichtung sprunghaft oder kontinuierlich abnimmt. Bild 6.10 veranschaulicht dies beispielhaft für den Übergang von einem geraden Bahnabschnitt in einen konvex gekrümmten Bahnabschnitt mit Radius R_k . Der Schneideneingriff im nacheilenden Werkzeugbereich ist dabei auf einen bestimmten Bahnabschnitt nach der Änderung der Bahnkrümmung begrenzt. Dieser sogenannte Nachschnittbereich ist für jedes Schneidenelement durch den Nachschnittwinkel η definiert.

Mit den Durchstoßpunkten \vec{p}_d der Kontaktbögen durch die Laminebenen m

$$\vec{p}_d(l, m) = \begin{pmatrix} r(l) \cdot \cos \phi_d(l, m) \\ r(l) \cdot \sin \phi_d(l, m) \\ z(l) \end{pmatrix} \quad (6.37)$$

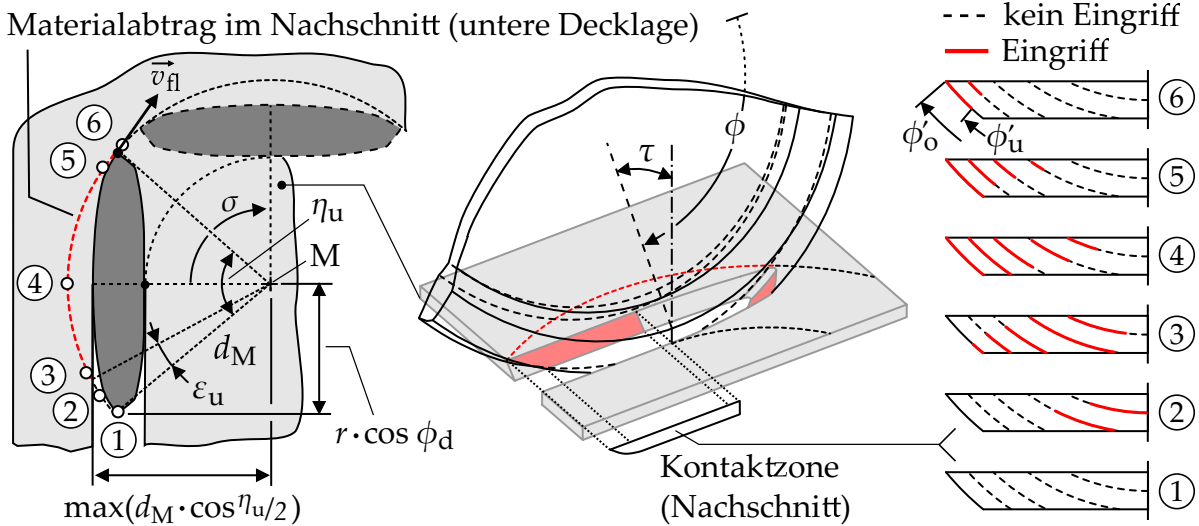


Bild 6.10: Nachschnittbereich des Werkzeugs in der unteren Decklage (links) und Veränderung der Kontaktzone im naheilenden Schneidenbereich (rechts) beim konvexen Kurvenschnitt unter Anwendung des OCC

und dem senkrechten Abstand d_M der Durchstoßpunkte zur Momentanpolachse \vec{e}_ω nach Gl. (6.30) gilt für den Nachschnittwinkel eines beliebigen Schneidenelements l in der Laminebene m nach Bild 6.10:

$$\eta(l, m) = 2 \cdot \arcsin \left(\frac{r(l) \cdot \cos \phi_d(l, m)}{d_M(\phi_d, l)} \right) \quad (6.38)$$

An der unteren und oberen Decklage gilt mit $m = 0$ bzw. $m = 1$:

$$\eta(l, m) = \begin{cases} \eta_u(l), & \text{für } m = 0 \\ \eta_o(l), & \text{für } m = 1 \end{cases} \quad (6.39)$$

Wie auf der rechten Seite von Bild 6.10 gezeigt, verändert sich die Kontaktzone im naheilenden Schneidenbereich, während sich das Werkzeug im Nachschnitt befindet. Insgesamt ergeben sich drei Zonen. Für den im Bild dargestellten Fall folgt ausgehend vom geraden Schnitt zwischen ①–③ zunächst ein Übergangsbereich (Eintrittsbereich), in dem nach und nach ein immer größerer Teil des naheilenden Schneidenbereichs in das Werkstück eingreift. Gleichzeitig findet der Eingriff bei immer größeren Eingriffswinkeln ϕ statt. Dieser Übergangsbereich ist für jedes Schneidenelement individuell durch den Übergangswinkel ϵ festgelegt. Der Winkel gibt in Abhängigkeit des Schneidenelements l und der Laminebene m an, nach welcher Drehung des Werkzeugs sich das betrachtete Schneidenelement erstmals im Nachschnitt befindet:

$$\epsilon(l, m) = \frac{\eta(l, m)}{2} - \arccos \left(\frac{\max \left(d_M(\phi_d, l) \cdot \cos \frac{\eta(l, m)}{2} \right)}{d_M(\phi_d, l)} \right) \quad (6.40)$$

An der unteren und oberen Decklage gilt mit $m = 0$ bzw. $m = 1$:

Tabelle 6.1: Begrenzende Eingriffswinkel der Kontaktzone im nacheilenden Schneidenbereich

	Eintrittsbereich	Stationärer Bereich	Austrittsbereich
σ	$\geq \min\{\epsilon_o, \epsilon_u\}$ $< \max\{\epsilon_o, \epsilon_u\}$	$\geq \max\{\epsilon_o, \epsilon_u\}$ $< \min\{\eta_o, \eta_u\}$	$\geq \min\{\eta_o, \eta_u\}$ $< \max\{\eta_o, \eta_u\}$
für	$\epsilon_o \leq \epsilon_u$		$\eta_o \leq \eta_u$
ϕ'_o	$\pi - \left(\phi_o + \left(\frac{ \epsilon_o - \sigma }{ \epsilon_o - \epsilon_u } \right) \cdot \Delta\phi \right)$	$\pi - \phi_o$	$\pi - \left(\phi_o + \left(\frac{ \eta_o - \sigma }{ \eta_o - \eta_u } \right) \cdot \Delta\phi \right)$
ϕ'_u	$\pi - \phi_u$	$\pi - \phi_u$	$\pi - \phi_u$
für	$\epsilon_o > \epsilon_u$		$\eta_o > \eta_u$
ϕ'_o	$\pi - \phi_o$	$\pi - \phi_o$	$\pi - \phi_o$
ϕ'_u	$\pi - \left(\phi_u - \left(\frac{ \epsilon_u - \sigma }{ \epsilon_o - \epsilon_u } \right) \cdot \Delta\phi \right)$	$\pi - \phi_u$	$\pi - \left(\phi_u - \left(\frac{ \eta_u - \sigma }{ \eta_o - \eta_u } \right) \cdot \Delta\phi \right)$

$$\epsilon(l, m) = \begin{cases} \epsilon_u(l), & \text{für } m = 0 \\ \epsilon_o(l), & \text{für } m = 1 \end{cases} \quad (6.41)$$

Hat der TCP den Positionswinkel $\sigma \geq \max\{\epsilon_o, \epsilon_u\}$ erreicht, befindet sich die nacheilende Werkzeugspitze zwischen den Positionen ③-④. Hier beginnt der stationäre Nachschnittbereich, in dem sich die Kontaktzone vorübergehend nicht ändert. Der Zustand hält an, bis $\sigma \geq \min\{\eta_o, \eta_u\}$ erreicht ist und sich die nacheilende Werkzeugspitze zwischen den Positionen ④-⑤ befindet. Ab diesem Punkt beginnt der nacheilende Schneidenbereich der Nut zu folgen, die vom voreilenden Schneidenbereich erzeugt wurde. Die Kontaktzone baut sich in diesem zweiten Übergangsbereich (Austritt) zwischen den Positionen ⑤-⑥ kontinuierlich ab, bis für $\sigma \geq \max\{\eta_o, \eta_u\}$ kein Nachschnitt mehr vorliegt.

Die den Kontaktbereich begrenzenden Eingriffswinkel an der oberen und unteren Decklage ϕ'_o und ϕ'_u sind für den nacheilenden Werkzeugbereich in Abhängigkeit der drei Nachschnittbereiche in Tabelle 6.1 aufgeführt.

6.4.3 Bestimmung der Spanungsgrößen

Auf Grundlage der Werkzeuggeometrie und der Vorschubbewegung des Werkzeugs werden die Spanungsgrößen - Spannungsdicke h und Spannungsbreite b - als weitere Zielgrößen der Kontaktzonenmodellierung für die einzelnen Schneidenelemente bestimmt.

Spannungsbreite

Die Spannungsbreite eines einzelnen Schneidenelements ist durch das Inkrement Δb gegeben, welches dem in der Werkzeugbezugsebene P_r gemessenen Abstand der Eckpunkte des Schneidenelements entspricht. Dieser Abstand ist für alle Elemente identisch

und über die Schrittweite der Schneidendiskretisierung nach Gl. (6.15) und die Gesamtlänge der Schneidenkontur L festgelegt. Mit der Hüllkontur p_k nach Gl. (6.10), die die Parameterkurve der Schneidenpunkte in der P_r -Ebene repräsentiert, gilt

$$\Delta b = |\Delta \vec{p}_k(\phi, l)| = |\vec{p}_k(l + \Delta l) - \vec{p}_k(l)| = \Delta l \cdot L \quad (6.42)$$

Spanungsdicke

Für die Spannungsdicke h eines einzelnen Schneidenelements gilt bei Werkzeugen mit geometrisch bestimmter Schneide unter der vereinfachenden Annahme einer entkoppelten Schnitt- und Vorschubbewegung der aus der Fachliteratur bekannte Zusammenhang:

$$h = f_z \cdot \cos \phi \cdot \sin \kappa_r \quad (6.43)$$

Für Schleifwerkzeuge ist diese Beziehung jedoch nicht anwendbar, da der Zahnvorschub f_z nicht definiert ist. Die üblicherweise bei Schleifanwendungen genutzte äquivalente Spannungsdicke h_{eq} nach Gl. (2.7) ist im vorliegenden Fall ebenfalls nicht zweckmäßig, da die Spannungsdicken bei der Berechnung von h_{eq} entlang der Eingriffsbahnen gemittelt werden. Variationen der Spannungsdicke sind in Werkzeugumfangsrichtung folglich nicht auflösbar und die Ermittlung einer Spannungsdickenverteilung in der Kontaktzone nicht möglich. Unter Berücksichtigung der Äquivalenz

$$f_z = \frac{f}{N_z} = \frac{f}{N_{ze}} \cdot \frac{\Delta \phi}{2\pi} = \frac{f}{2\pi} \cdot \Delta \phi_z \quad (6.44)$$

lässt sich auf Basis der mittleren Anzahl zeitgleich im Eingriff befindlichen Schneiden N_{ze} allerdings eine Darstellung des Zahnvorschubs finden, die in Gl. (6.43) eingesetzt werden kann und eine Beziehung für die Spannungsdicke liefert, die einerseits die Bestimmung einer Spannungsdickenverteilung in der Kontaktzone ermöglicht und andererseits für Werkzeuge mit geometrisch bestimmter und unbestimmter Schneide interpretierbar ist:

$$h = \frac{f}{2\pi} \cdot \Delta \phi_z \cdot \cos \phi \cdot \sin \kappa_r \quad (6.45)$$

Abhängig von der Schneidenausführung wird der Teilungswinkel $\Delta \phi_z$, d. h. der Winkelversatz zweier aufeinanderfolgenden Schneiden, unterschiedlich gewählt. Bei Werkzeugen mit geometrisch bestimmter Schneide ist der Versatz für den typischen Fall einer Gleichteilung durch die Anzahl der Schneiden eindeutig bestimmt:

$$\Delta \phi_z = \frac{2\pi}{N_z}, \quad (6.46)$$

Bei Werkzeugen mit geometrisch unbestimmter Schneide kann der Winkelversatz zweier Schleifkörner unter der Annahme einer dichtesten Belegung wie folgt abgeschätzt werden:

$$\Delta \phi_z \approx \frac{d_K}{R} \quad (6.47)$$

Für die Berechnung der Zerspankräfte in Abschnitt 6.5 wird der Teilungswinkel beim Schleifen aufgrund der unregelmäßigen Kornverteilung und der Überlagerung der Korneingriffe jedoch als infinitesimal betrachtet. Dies erfolgt in Anlehnung an Boudelier et al. in [Bou+18]. Analog zur äquivalenten Spannungsdicke wird hierbei ein kontinuierlicher Materialabtrag im Eingriffsbereich angenommen. Der Teilungswinkel ist entsprechend durch das Winkeldifferential $d\phi$ repräsentiert:

$$d\phi = \lim_{N_z \rightarrow \infty} \frac{2\pi}{N_z}$$

Die Spannungsdicke h wird hierdurch in der mathematischen Betrachtung genau genommen ebenfalls zu einer infinitesimalen Größe.

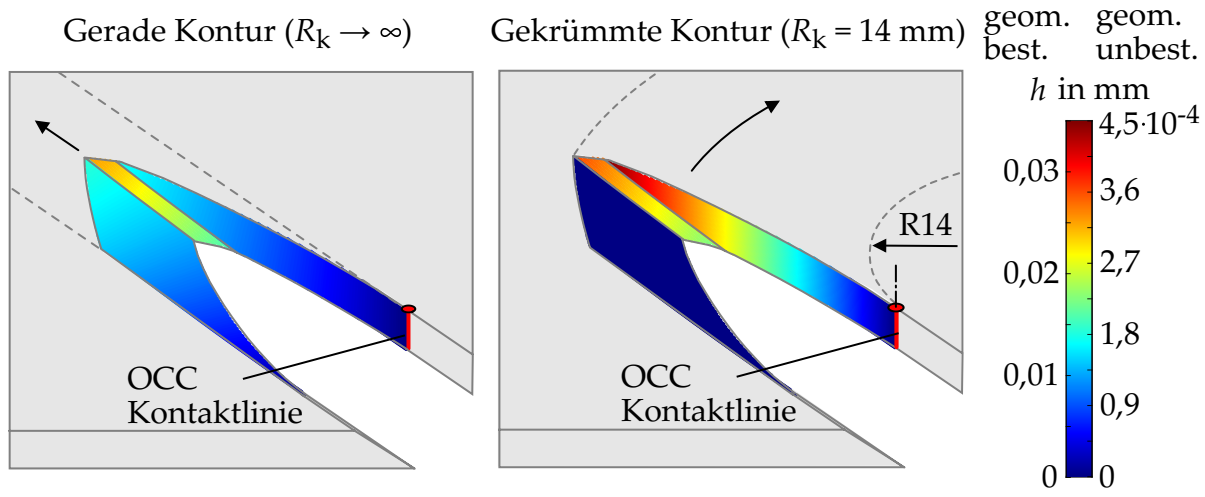
In die Berechnungsvorschrift der Spannungsdicke nach Gl. (6.45) gehen weiterhin zwei trigonometrische Terme ein. Hierdurch ist die räumliche Ausrichtung der Schneide bzw. der Schneidenelemente bezüglich der Vorschubrichtung berücksichtigt. Eine alternative und für die computergestützte Berechnung effizientere Darstellung dieses Zusammenhangs ist mit dem Skalarprodukt aus Einheitsnormalenvektor am Schneidenelement \vec{e}_n und Einheitsvektor der lokalen Vorschubrichtung \vec{e}_{fl} möglich. Zusammen mit den vorherigen Ausführungen zum Teilungswinkel $\Delta\phi_z$ folgt für die Spannungsdicke aus Gl. (6.45):

$$h(\phi, l) = \begin{cases} \frac{f_1(\phi, l)}{2\pi} \cdot \Delta\phi_z \cdot (\vec{e}_n(\phi, l) \circ \vec{e}_{fl}(\phi, l)), & \text{geom. best./unbest. Schneide} & (6.48a) \\ \frac{f_1(\phi, l)}{2\pi} \cdot d\phi \cdot (\vec{e}_n(\phi, l) \circ \vec{e}_{fl}(\phi, l)), & \text{geom. unbest. Schneide} & (6.48b) \end{cases}$$

Hierin sind f_1 und \vec{e}_{fl} die lokal an den Schneidenelementen wirkenden Vorschubkenngrößen nach Gl. (6.27) und Gl. (6.31). Die räumliche Ausrichtung der Schneidenelemente geht über den Einheitsnormalenvektor \vec{e}_n nach Gl. (6.19) ein. Es ist zu beachten, dass die physikalische Bedeutung der berechneten Spannungsdicke h nur für positive Werte des Skalarprodukts gegeben ist. Im Fall negativer Werte ist das Schneidenelement von der lokalen Vorschubbewegung abgewandt und befindet sich nicht im Eingriff. Entsprechend gilt:

$$h(\phi, l) = \begin{cases} 0, & (\vec{e}_n(\phi, l) \circ \vec{e}_{fl}(\phi, l)) < 0 \\ h, & (\vec{e}_n(\phi, l) \circ \vec{e}_{fl}(\phi, l)) \geq 0 \end{cases} \quad (6.49)$$

Unter Anwendung der Gleichungen Gl. (6.48a) und Gl. (6.49) kann die Spannungsdicke für beliebige scheibenförmige Werkzeuge und 5-Achs-Bearbeitungssituationen berechnet werden. Auch im Falle geometrisch unbestimmter Schneide wird auf die diskrete Betrachtung der Spannungsdicke nach Gl. (6.48a) in Kombination mit der Abschätzung aus Gl. (6.47) zurückgegriffen. Dies ist an dieser Stelle erforderlich, da mit der kontinuierlichen Betrachtung aus Gl. (6.48b) keine definierten Spannungsdicken ermittelt werden können. In Bild 6.11 ist beispielhaft die simulierte Spannungsdickenverteilung in der Kontaktzone für das OCC im geraden Schnitt (links) und im konvexen Kurvenschnitt bei einem Konturradius von $R_k = 14$ mm (rechts) gezeigt. Die Kontaktzone ist in der gewählten Darstellung der Einfachheit halber auf den voreilenden Schneidenbereich



Verfahren: OCC ($\tau = -35^\circ$) Werkzeuge: $t_{ws} = 3 \text{ mm}$ $v_c = 1800 \text{ m/min}$
 Werkzeugdrehrichtung: GL SF₃₅ ($N_z = 10$) | TS_{35,2} $t_{wz} = 2 \text{ mm}$ $v_f = 3000 \text{ mm/min}$

Bild 6.11: Simulierte Verteilung der Spanungsdicke in der Kontaktzone beim OCC im geraden Schnitt (links) und im konvexen Kurvenschnitt (rechts)

begrenzt. Die Simulation wurde mit einer Schrittweite von $\Delta l = 0,01$ für die Werkzeugspezifikationen SF₃₅ und TS_{35,2} nach Tabelle 5.2 durchgeführt. Die entsprechenden Werkzeuge besitzen die gleiche Hüllkontur, unterscheiden sich aber in der Ausführung der Schneide. Die resultierenden Absolutwerte der Spanungsdicke h weichen daher für die beiden Werkzeugvarianten deutlich voneinander ab, weshalb die Farbskala zwei Achsen aufweist. Davon abgesehen ist die Spanungsdickenverteilung für beide Werkzeuge auf qualitativer Ebene identisch. Die Verteilung wird jedoch erheblich von der Krümmung der Bauteilkontur beeinflusst. An der konvex gekrümmten Bauteilkontur (Bild 6.11, rechts) werden dabei u. a. höhere maximale Spanungsdicken erreicht, was auf den zusätzlichen rotatorischen Vorschubanteil nach Gl. (6.28) und die daraus resultierenden höheren lokalen Vorschubwerte nach Gl. (6.31) zurückzuführen ist. Insgesamt deutet das Simulationsergebnis an, dass die bereitgestellten Modelle eine detaillierte Bestimmung der Spanungsgrößen in der Kontaktzone ermöglichen und damit die Voraussetzungen für eine Zerspankraftberechnung mit hoher örtlicher Auflösung gegeben sind.

6.5 SEMI-EMPIRISCHES ZERSPANKRAFTMODELL

Ausgehend von den Spanungsgrößen erfolgt unter Berücksichtigung der Eingriffsbedingungen des Werkzeugs die Berechnung der Zerspankraft in drei Schritten. Zunächst werden an den Schneidenelementen die elementaren Zerspankraftanteile $\Delta \vec{F}_{\text{cnt}}(\phi, l)$ in Schnitt- (c), Normalen- (n) und Tangentialrichtung (t) bestimmt. Die ermittelten Anteile werden anschließend mit der Koordinatentransformation T_{xyz}^{cnt} in das WKS überführt:

$$\Delta\vec{F}(\phi, l) = \begin{pmatrix} \Delta F_x \\ \Delta F_y \\ \Delta F_z \end{pmatrix} = \overbrace{\begin{pmatrix} | & | & | \\ \vec{e}_c & \vec{e}_n & \vec{e}_t \\ | & | & | \end{pmatrix}}^{\mathbf{T}_{xyz}^{\text{cnt}}} \cdot \begin{pmatrix} \Delta F_c \\ \Delta F_n \\ \Delta F_t \end{pmatrix} = \mathbf{T}_{xyz}^{\text{cnt}} \cdot \Delta\vec{F}_{\text{cnt}} \quad (6.50)$$

Im WKS folgt abschließend die vektorielle Addition bzw. Integration über alle im Eingriff befindlichen Schneidenelemente zur Gesamtkraft. Die in den einzelnen Schritten anzuwendenden Berechnungsvorschriften variieren dabei in Abhängigkeit der Schneidenausführung des Werkzeugs. Das Vorgehen ist im Folgenden daher sowohl für geometrisch bestimmte als auch unbestimmte Schneiden beschrieben.

6.5.1 Modell für geometrisch bestimmte Schneide

Bei Werkzeugen mit definierter Schneide werden die elementaren Zerspankraftanteile mit dem Kurvenparameter l entlang aller N_z Schneiden bestimmt. Der Zugriff auf die einzelnen Schneiden erfolgt über den schneidenbezogenen Eingriffswinkel ϕ_j , für den mit dem Schneidenindex $j \in \{j \in \mathbb{N} \mid 1 \leq j \leq N_z\}$, dem Eingriffswinkel ϕ der Referenzschneide ($j = 1$) und dem lokalen Versatzwinkel ϕ_r nach Gl. (6.11) gilt:

$$\phi_j = \phi + \phi_r + \Delta\phi_z \cdot (j - 1)$$

Die Berechnung der Zerspankraftanteile $\Delta\vec{F}_{\text{cnt},j}(\phi_j, l)$ erfolgt an den durch l und ϕ_j spezifizierten Positionen der Schneidenelemente mit dem in Abschnitt 2.3.2 eingeführten dual-mechanistischen Modellansatz von Lee und Altintas [LA96]:

$$\Delta\vec{F}_{\text{cnt},j}(\phi_j, l) = \begin{pmatrix} \Delta F_{c,j}(\phi_j, l) \\ \Delta F_{n,j}(\phi_j, l) \\ \Delta F_{t,j}(\phi_j, l) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} K_{c,e} \\ K_{n,e} \\ K_{t,e} \end{pmatrix} \cdot \Delta S(\phi_j, l) + \begin{pmatrix} K_{c,c} \\ K_{n,c} \\ K_{t,c} \end{pmatrix} \cdot \Delta b \cdot h(\phi_j, l) \quad (6.51)$$

Hierin sind $K_{\bullet,c}$ und $K_{\bullet,e}$ mit $\bullet \in \{c, n, t\}$ die Schnitt- bzw. Reibkraftkoeffizienten. Diese werden experimentell ermittelt oder, sofern für den gegebenen Anwendungsfall vorhanden, einer bestehenden Datenbasis entnommen. In den Reibkraftanteil geht die Kantenlänge der Schneidensegmente ΔS ein, die dem Abstand zweier aufeinanderfolgender Schneidenpunkte auf der Parameterkurve \vec{p} entspricht:

$$\Delta S(\phi_j, l) = |\Delta\vec{p}(\phi_j, l)| = |\vec{p}(\phi_j, l + \Delta l) - \vec{p}(\phi_j, l)| \quad (6.52)$$

Die Spannungsdicke h ist durch Gl. (6.48a) und die Spannungsbreite Δb durch Gl. (6.42) festgelegt.

Nach der Transformation der Zerspankraftanteile ins WKS mit $\mathbf{T}_{xyz}^{\text{cnt}}$ ergibt sich die wirkende Zerspankraft $\vec{F}(\phi)$ beim Eingriffswinkel ϕ der Referenzschneide ($j = 1$) in zwei Schritten, Bild 6.12 (links):

UNIVERSELLES ZERSPANKRAFTMODELL FÜR DIE SPANENDE BEARBEITUNG MIT SCHEIBENFÖRMIGEN WERKZEUGEN

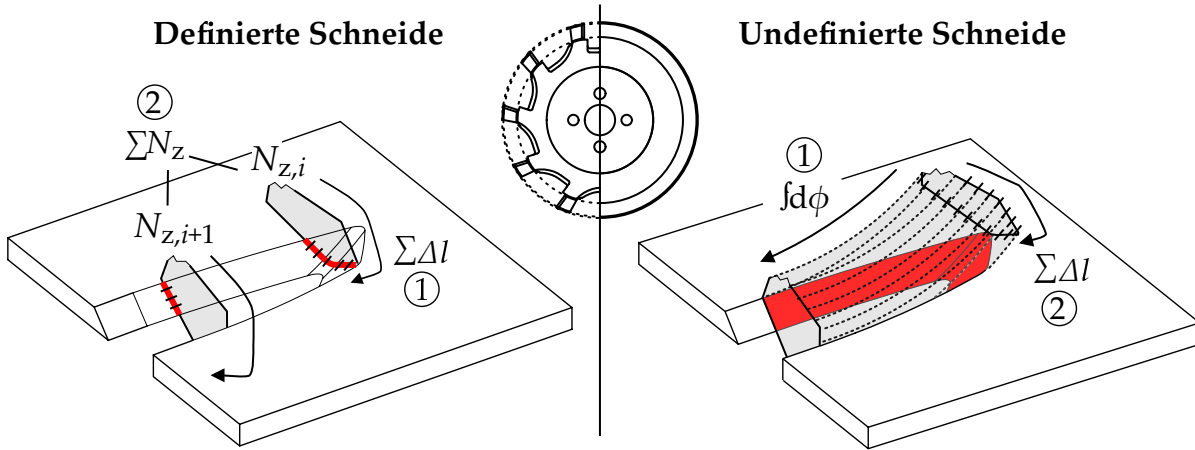


Bild 6.12: Vorgehen zur Berechnung der Gesamtzerspannkraft aus den elementaren Zerspannkraftanteilen bei Werkzeugen mit definierter Schneide (links) und undefinierter Schneide (rechts)

1. Addition der elementaren Zerspannkraftanteile über alle N_e Schneidenelemente entlang der einzelnen Schneiden $j \in [1, N_z]$
2. Addition der aufsummierten Anteile über alle N_z Schneiden

Mathematisch ist dieses Vorgehen beschrieben durch:

$$\vec{F}(\phi) = \begin{pmatrix} F_x(\phi) \\ F_y(\phi) \\ F_z(\phi) \end{pmatrix} = \sum_{j=1}^{N_z} \sum_{i=1}^{N_e} g(\phi_j, l_i) \cdot \mathbf{T}_{xyz}^{\text{cnt}}(\phi_j, l_i) \cdot \Delta \vec{F}_{\text{cnt}}(\phi_j, l_i) \quad (6.53)$$

Hierin ist g die Aktivierungsfunktion, über die ausschließlich Kraftanteile der Schneidenelemente berücksichtigt werden, die sich bei der betrachteten Position der Referenzschneide ϕ im Eingriff befinden:

$$g(\phi_j, l) = \begin{cases} 1, & \text{für } \phi_o(l) \leq \phi_j \leq \phi_u(l) \\ 0, & \text{sonst} \end{cases} \quad (6.54)$$

Die Aktivierungsfunktion greift zu diesem Zweck auf die begrenzenden Eingriffswinkel der Kontaktzone an der Materialoberseite ϕ_o bzw. ϕ'_o und der Materialunterseite ϕ_u bzw. ϕ'_u zurück (vgl. Abschnitt 6.4.2).

Über die Variation von ϕ im Bereich $\phi_1 \leq \phi \leq \phi_2$ kann der Verlauf der Zerspannkraft über einen oder mehrere Zahneingriffe modelliert werden. Für die mittlere Zerspannkraft im modellierten Bereich gilt:

$$\vec{F}(\phi_1, \phi_2) = \frac{1}{\phi_2 - \phi_1} \int_{\phi_1}^{\phi_2} \vec{F}(\phi) d\phi \quad (6.55)$$

6.5.2 Modell für geometrisch unbestimmte Schneide

Zur Berechnung der elementaren Zerspankraftanteile $\Delta\vec{F}_{\text{cnt}}(\phi, l)$ bei Werkzeugen mit undefinierter Schneide wird eine modifizierte Variante des dual-mechanistischen Modellansatzes von Lee und Altintas [LA96] verwendet:

$$\Delta\vec{F}_{\text{cnt}}(\phi, l) = \begin{pmatrix} \Delta F_c(\phi, l) \\ \Delta F_n(\phi, l) \\ \Delta F_t(\phi, l) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} K_{c,e} \\ K_{n,e} \\ K_{t,e} \end{pmatrix} \cdot \Delta S(l) \cdot r(l) \cdot d\phi + \begin{pmatrix} K_{c,c} \\ K_{n,c} \\ K_{t,c} \end{pmatrix} \cdot \Delta b \cdot h(\phi, l) \quad (6.56)$$

Wie in Gl. (6.51) sind $K_{\bullet,c}$ und $K_{\bullet,e}$ mit $\bullet \in \{c, n, t\}$ die Schnitt- bzw. Reibkraftkoeffizienten. Für die Spannungsdicke h wird der Ansatz nach Gl. (6.48b) verwendet. Da Werkzeuge mit undefinierter Schneide durch die Hüllkontur \vec{p}_k vollständig beschrieben sind und keine Schneidenneigung aufweisen, gilt unter Berücksichtigung von Gl. (6.52) und Gl. (6.42) vereinfachend:

$$\Delta S(l) = \Delta b = \Delta l \cdot L \quad (6.57)$$

In die Berechnung des Reibkraftanteils geht mit dem Produkt $r(l) \cdot d\phi$ nach Gl. (6.36) zudem die infinitesimale Kontaktbogenlänge $dl_c(l)$ der Schneidenelemente in Werkzeugumfangsrichtung ein. Hierdurch wird berücksichtigt, dass die Reibung beim Schleifen aus einem flächigen Werkzeug-Werkstück-Kontakt in der Kontaktzone resultiert und nicht aus einem linienförmigen Werkzeug-Werkstück-Kontakt, wie es bei Werkzeugen mit definierter Schneide der Fall ist. Im Gegensatz zu Gl. (6.51) ist der Reibkraftkoeffizient in Gl. (6.56) folglich flächenbezogen und hat die Einheit N/mm^2 . Mit dieser Anpassung liefert der obige Ansatz erstmals eine Form des dual-mechanistischen Modells von Lee und Altintas, welches für Werkzeuge mit undefinierter Schneide bei variablen Eingriffsbedingungen genutzt werden kann. Ein ähnliches Modell ist nur von Aslan und Budak bekannt [AB14], wobei dort im Reibkraftanteil auf die Multiplikation mit $dl_c(l)$ verzichtet wird. Hierdurch wird vereinfachend ein Linienkontakt zwischen Werkzeug und Werkstück unterstellt, weshalb die ermittelten Reibkraftkoeffizienten nicht zwischen verschiedenen Werkzeugeingriffssituationen übertragbar sind.

Ausgehend von den elementaren Zerspankraftanteilen nach Gl. (6.56) ergibt sich die wirkende Zerspankraft \vec{F} nach der Transformation der Zerspankraftanteile ins WKS mit $\mathbf{T}_{\text{xyz}}^{\text{cnt}}$ in zwei Schritten, Bild 6.12 (rechts):

1. Integration der elementaren Zerspankraftanteile entlang des durch $\phi_o(l_i)$ und $\phi_u(l_i)$ begrenzten Eingriffsbereichs für alle einzelnen Schneidenelemente i
2. Addition der integrierten Zerspankraftanteile über alle N_e Schneidenelemente

Mathematisch ist dieses Vorgehen beschrieben durch:

$$\vec{F} = \begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix} = \sum_{i=1}^{N_e} \int_{\phi_o(l_i)}^{\phi_u(l_i)} \mathbf{T}_{\text{xyz}}^{\text{cnt}}(\phi, l_i) \cdot \Delta\vec{F}_{\text{cnt}}(\phi, l_i) \quad (6.58)$$

Im Gegensatz zu Werkzeugen mit definierter Schneide ist die Zerspankraft unabhängig vom Eingriffswinkel ϕ , da einzelne Schneideneingriffe aufgrund der vielen zeitgleich eingreifenden Schleifkörner nicht auflösbar sind. Bei konstanten Eingriffsbedingungen stellt sich folglich ein zeitlich konstanter Zerspankraftverlauf ein. Veränderungen am Zerspankraftverlauf ergeben sich nur bei variablen Eingriffsbedingungen wie z. B. bei Änderungen der Vorschubrichtung (Kurvenschnitt) oder der kinematischen Prozessstellgrößen.

6.6 VALIDIERUNG DES ZERSPANKRAFTMODELLS

Die Validierung des entwickelten Zerspankraftmodells erfolgt auf Grundlage von Zerspanversuchen, die unter Anwendung des FEC und OCC mit einem Scheibenfräser SF₃₅ (vgl. Tab. 5.2) an Aluminiumplatten aus AA 2024-T351 (vgl. Tab. 5.3) durchgeführt werden. Die dabei gemessenen Zerspankräfte dienen dem Abgleich mit den jeweils simulierten Zerspankraftwerten. Im Rahmen einer ersten Versuchsreihe wird anhand gerader Schnitte mit linearer Vorschubbewegung überprüft, inwiefern das Modell Zerspankräfte bei Einzelzahneingriffen korrekt abbildet. In einer zweiten Versuchsreihe wird mittels konvexer Kurvenschnitte überprüft, ob die Zerspankräfte auch beim Nachschnitt des Werkzeugs korrekt erfasst werden. Um in beiden Versuchsreihen möglichst stabile Zerspanbedingungen sicherzustellen und zahneingriffsinduzierte Bauteilschwingungen zu vermeiden, werden Aluminiumplatten mit hoher Materialstärke ($t_{ws} = 6 \text{ mm}$) verwendet und geringe Eintauchtiefen von 2 mm gewählt. Das Material wird unter diesen Bedingungen nicht vollständig getrennt.

Die parallel zu den Versuchen durchgeführte modellbasierte Simulation der Zerspankraft beruht auf dem Zerspankraftmodell nach Gl. (6.53). Hierbei wird eine Schneidenauflösung von $\Delta l = 0,005$ und eine Schrittweite des Eingriffswinkels von $\Delta\phi = 0,002 \text{ rad}$ gewählt. Die Bestimmung der Kraftkoeffizienten $K_{\bullet,c}$ und $K_{\bullet,e}$, d. h. die Kalibrierung des Kraftmodells, erfolgt zuvor anhand einfacher Zerspanversuche unter Variation des Zahnvorschubs f_z . Hierfür werden die gemessenen mittleren Zerspankräfte \bar{F}_{mess} jeweils mit den mittleren Zerspankräften nach Gl. (6.55) gleichgesetzt. Die Kraftkoeffizienten sind hierin über die Zusammenhänge aus Gl. (6.53) und Gl. (6.51) enthalten. Da die Koeffizienten aufgrund des isotropen Materialverhaltens konstante Faktoren darstellen, können sie in der Berechnung den auftretenden Summen und dem Integral vorangestellt werden. Wie von Pape in [Pap21] ausführlich beschrieben, lässt sich auf dieser Grundlage ein lineares Gleichungssystem zur Bestimmung der sechs unbekanntenen Kraftkoeffizienten formulieren:

$$\begin{pmatrix} \bar{C}_{1,1,fz1} & & \bar{C}_{1,6,fz1} \\ \bar{C}_{2,1,fz1} & \cdots & \bar{C}_{2,6,fz1} \\ \bar{C}_{3,1,fz1} & & \bar{C}_{3,6,fz1} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \bar{C}_{1,1,fzN} & & \bar{C}_{1,6,fzN} \\ \bar{C}_{2,1,fzN} & \cdots & \bar{C}_{2,6,fzN} \\ \bar{C}_{3,1,fzN} & & \bar{C}_{3,6,fzN} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} K_{c,c} \\ K_{n,c} \\ K_{t,c} \\ K_{c,e} \\ K_{n,e} \\ K_{t,e} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \bar{F}_{x,\text{mess},fz1} \\ \bar{F}_{y,\text{mess},fz1} \\ \bar{F}_{z,\text{mess},fz1} \\ \vdots \\ \bar{F}_{x,\text{mess},fzN} \\ \bar{F}_{y,\text{mess},fzN} \\ \bar{F}_{z,\text{mess},fzN} \end{pmatrix} \quad (6.59)$$

Hierin sind die Elemente der Matrix für die einzelnen Zahnvorschubstufen $f_{z,1}$ bis $f_{z,N}$ mit den Indizes $u \in \{u \in \mathbb{N} \mid 1 \leq u \leq 3\}$ und $v \in \{v \in \mathbb{N} \mid 1 \leq v \leq 6\}$ wie folgt definiert:

$$\bar{C}_{u,v} = \begin{cases} \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \sum_{j=1}^{N_z} \sum_{i=1}^{N_e} g(\phi_j, l_i) \cdot T_{u,v}(\phi_j, l_i) \cdot \Delta b \cdot h(\phi_j, l) \, d\phi, & \text{für } v < 4 \quad (6.60a) \\ \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \sum_{j=1}^{N_z} \sum_{i=1}^{N_e} g(\phi_j, l_i) \cdot T_{u,(v-3)}(\phi_j, l_i) \cdot \Delta S(\phi_j, l) \, d\phi, & \text{für } v \geq 4 \quad (6.60b) \end{cases}$$

Der enthaltene Faktor $T_{u,v}$ bzw. $T_{u,(v-3)}$ verweist hierbei auf die Elemente der Transformationsmatrix $\mathbf{T}_{xyz}^{\text{cnt}}$ aus Gl. (6.50).

Sofern Kraftmessdaten für mindestens zwei Zahnvorschübe vorliegen, ist das lineare Gleichungssystem nach Gl. (6.59) mit sechs Bestimmungsgleichungen vollständig definiert. Zur Absicherung der Koeffizientenbestimmung wird der Zahnvorschub jedoch üblicherweise in mehr als zwei Stufen variiert. Im vorliegenden Fall werden sechs Stufen verwendet, Bild 6.13. Die übrigen aufgeführten Versuchsbedingungen werden hierbei konstant gehalten. Das aus den Messdaten resultierende, überbestimmte Gleichungssystem wird unter Anwendung der Methode der kleinsten Fehlerquadrate gelöst. Die ermittelten Kraftkoeffizienten sind in Tabelle 6.2 aufgeführt. Wie aus Bild 6.13 hervorgeht, zeigt das entsprechend kalibrierte Kraftmodell eine hohe Übereinstimmung mit den Messwerten.

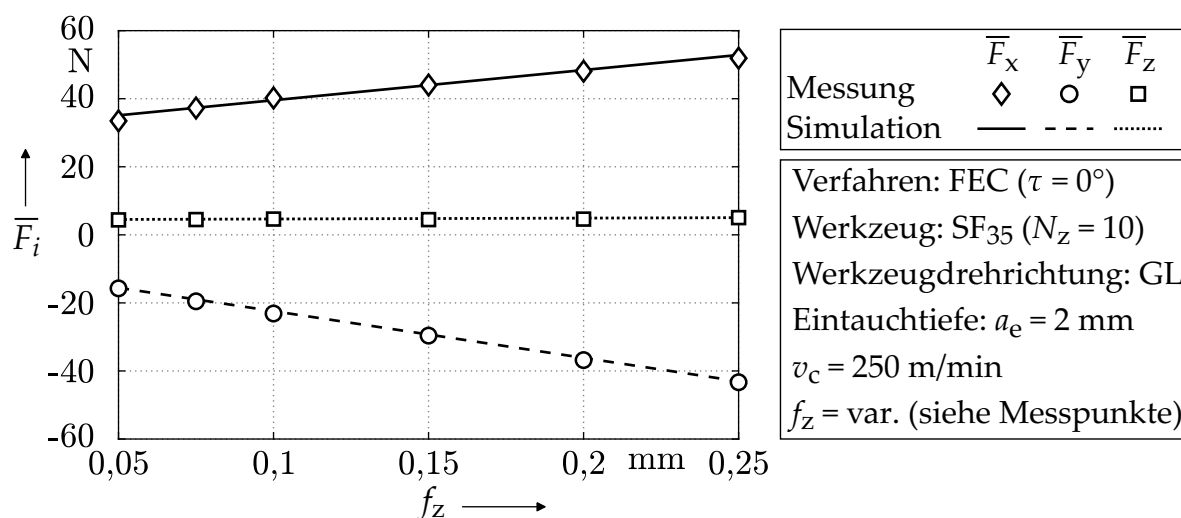
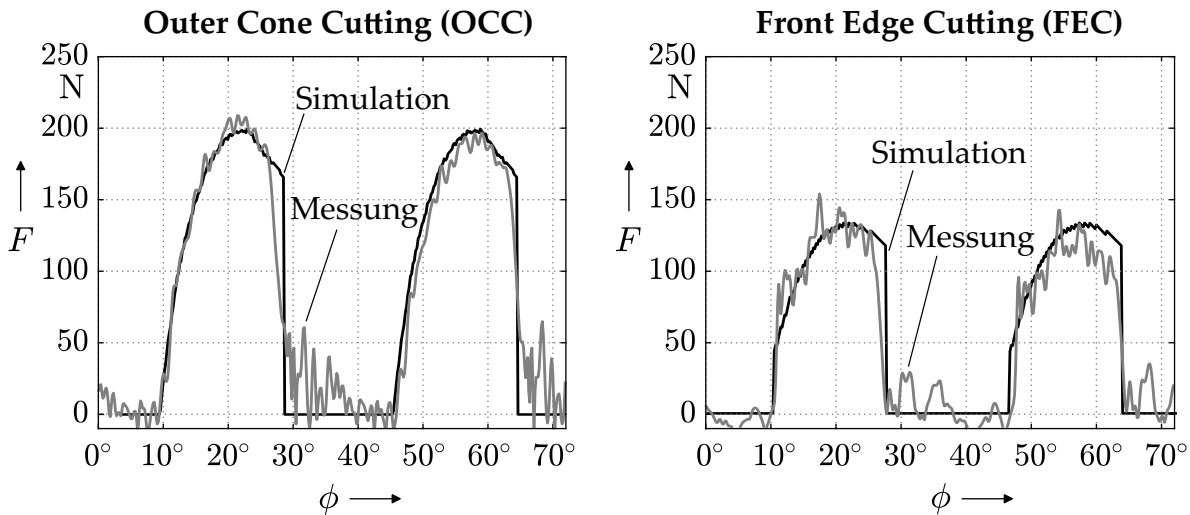


Bild 6.13: Bestimmung der Zerspankraftkoeffizienten

Tabelle 6.2: Experimentell ermittelte Schnitt- und Reibkraftkoeffizienten für die Zerspaltung von Aluminium AA 2024-T351 mit definierter Schneide

Schnittkraftkoeffizienten in $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$			Reibkraftkoeffizienten in $\frac{\text{N}}{\text{mm}}$		
$K_{c,c}$	$K_{n,c}$	$K_{t,c}$	$K_{c,e}$	$K_{n,e}$	$K_{t,e}$
905	504	0	6	0	22



Verfahren: OCC ($\tau = -35^\circ$), FEC ($\tau = 0^\circ$) Werkzeug: SF₃₅ ($N_z = 10$) $v_c = 250$ m/min
 Werkzeugdrehrichtung: GL Eintauchtiefe: 2 mm (vgl. Bild 6.15) $v_f = 800$ mm/min

Bild 6.14: Validierung der Zerspankraftberechnung anhand des zeitlichen Verlaufs der gemessenen und simulierten Zerspankraft über zwei Zahneingriffe im geraden Schnitt

6.6.1 Modellvalidierung für Einzelzahneingriffe

Die Ergebnisse der Validierungsversuche, die im geraden Schnitt auf Basis von Einzelzahneingriffen durchgeführt wurden, sind in Bild 6.14 zusammengefasst. Die Diagramme zeigen die jeweils gemessenen und simulierten Zerspankraftverläufe $F(\phi)$ über den Eingriffswinkel der Referenzschneide ($j = 1$) für zwei aufeinanderfolgende Zahneingriffe beim OCC (links) und FEC (rechts). In beiden Fällen zeigt sich eine hohe Übereinstimmung zwischen Messung und Simulation. Insbesondere in den Bereichen der höchsten Kraftwerte sind die relativen Abweichungen zwischen den Mess- und Simulationsdaten gering und liegen für beide Verfahrensvarianten größtenteils unterhalb von 8%. Höhere Abweichungen treten ausschließlich nach dem Schneidenaustritt auf. Ursächlich hierfür ist der abrupte Abfall der Zerspankraft beim Austritt der definierten Schneide, was in der realen Anwendung sowohl beim OCC als auch FEC zur Anregung von Schwingungen führt. Im entwickelten Zerspankraftmodell werden diese dynamischen Effekte bisher jedoch nicht berücksichtigt.

6.6.2 Modellvalidierung bei Nachschnitt des Werkzeugs

Die Ergebnisse der Validierungsversuche beim Nachschnitt des Werkzeugs im konvexen Kurvenschnitt sind in Bild 6.15 zusammengefasst. Die Testbauteilgeometrie ist im oberen linken Bildbereich schematisch dargestellt. Die Diagramme in der unteren Bildhälfte zeigen die über die Einzelzahneingriffe gemittelten zeitlichen Verläufe der simulierten und gemessenen Zerspankraft $\bar{F}(t)$. Stärkere Abweichungen in den Kraftverläufen sind ausschließlich in den Übergangsbereichen zwischen den geraden und dem gekrümmten Bahnabschnitt an den markierten Positionen ① und ③ festzustellen. Im Gegensatz zur Simulation treten im gemessenen Zerspankraftverlauf an diesen Stellen lokale

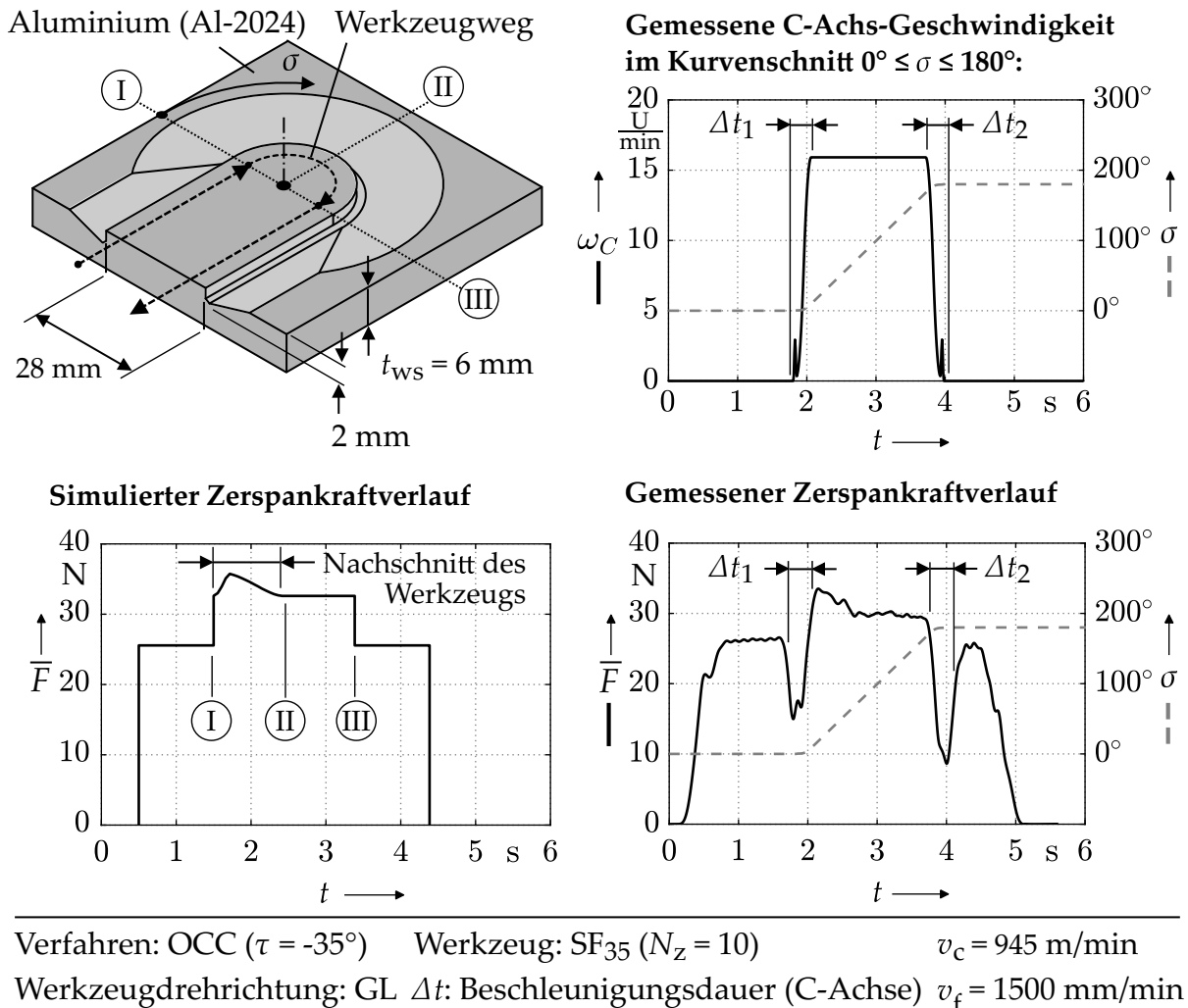


Bild 6.15: Validierung der Zerspankraftberechnung anhand des Verlaufs der gemessenen und simulierten mittleren Zerspankraft im Kurvenschnitt

Kraftminima auf. Diese sind auf das Beschleunigen und Abbremsen der C-Achse der Maschine (Drehachse) zurückzuführen, die während des Kurvenschnitts an der Werkzeugbewegung beteiligt ist. Der in der Simulation angenommene sprunghafte Wechsel der C-Achsgeschwindigkeit ist aufgrund dynamischer Grenzen der Maschine in der realen Anwendung nicht möglich, Bild 6.15 (oben rechts). Das Werkzeug bewegt sich in der Beschleunigungsphase Δt_1 und der Abbremsphase Δt_2 entsprechend langsamer als programmiert, weshalb die Spannungsdicken und Zerspankräfte geringer ausfallen als simuliert. Zudem verlängert sich die Bearbeitungsdauer gegenüber der Simulation.

Abgesehen von diesen Abweichungen, die nicht auf das Zerspankraftmodell zurückzuführen sind, zeigt sich auch bei dieser Versuchsreihe eine hohe Übereinstimmung zwischen Messung und Simulation. Insbesondere die vorübergehend erhöhte Zerspankraft beim Nachschneiden des Werkzeugs im Abschnitt ①-② ist in beiden Fällen deutlich erkennbar. Zudem zeigt sich sowohl in der Simulation als auch in der Messung, dass das Zerspankraftniveau im gekrümmten Bahnabschnitt ①-③ insgesamt höher liegt als in den geraden Bahnabschnitten. Ursächlich hierfür sind die höheren lokalen Vorschubwerte v_{fl} , die auf die Überlagerung translatorischer und rotatorischer Vorschubanteile im konvexen Kurvenschnitt zurückgehen. Dies führt zu höheren Spannungsdicken als

UNIVERSELLES ZERSPANKRAFTMODELL FÜR DIE SPANENDE BEARBEITUNG MIT SCHEIBENFÖRMIGEN WERKZEUGEN

im geraden Schnitt (vgl. Bild 6.11), was sich im Anstieg der Zerspankraft bemerkbar macht.

Auf Grundlage der in beiden Versuchsreihen nachgewiesenen hohen Übereinstimmung der simulierten und gemessenen Zerspankraftverläufe kann das Zerspankraftmodell für die CCC-Bearbeitung homogener Werkstoffe zusammenfassend als validiert angesehen werden.

Die spanende Bearbeitung endlosfaserverstärkter FKV mit scheibenförmigen Werkzeugen ist bei typischen Bearbeitungssituationen durch das Auftreten schräger Schnittbedingungen vom Typ II nach Bild 3.1 gekennzeichnet. Die entsprechenden Bedingungen treten sowohl beim konventionellen Trennschleifen und Sägen als auch beim CCC in der Kontaktzone auf. Wie von Schütte und Brüggemann bereits nachgewiesen wurde, haben die dabei auftretenden räumlichen Eingriffsbedingungen und die räumlich zu den Fasern orientierte Schnitttrichtung erhebliche Auswirkungen auf die Zerspankräfte und die Bearbeitungsqualität [Sch14; Brü18]. Ursächlich hierfür ist das von den schrägen Schnittbedingungen beeinflusste Trennverhalten des orthotropen FKV-Werkstoffs. Im vorliegenden Kapitel wird der entsprechende Einfluss der schrägen Schnittbedingungen auf die Zerspankraft und Oberflächenqualität bei der FKV-Zerspannung anhand von Zerspanversuchen erstmals systematisch untersucht und quantifiziert. Die dabei identifizierte Abhängigkeit der Zerspankraft von den schrägen Schnittbedingungen wird durch die Ermittlung und Modellierung raumwinkelabhängiger Zerspankraftkoeffizienten für semi-empirische Zerspankraftmodelle zugänglich gemacht. Darauf aufbauend gelingt es, das in Kapitel 6 hergeleitete Zerspankraftmodell für die Anwendung bei der FKV-Zerspannung zu erweitern. Das entsprechende Modell wird anhand von Zerspanversuchen an unidirektionalem CFK experimentell validiert. Teile dieses Kapitels wurden bereits veröffentlicht [KJH24].

7.1 SYSTEMATISCHE UNTERSUCHUNG SCHRÄGER SCHNITTBEDINGUNGEN BEIM TRENNSCHLEIFEN VON FKV

Die systematische Untersuchung zum Einfluss schräger Schnittbedingungen auf die Zerspankräfte und Oberflächenqualität bei der FKV-Zerspannung erfolgt an UD-CFK Probekörpern unter gezielter Variation der Neigung der Schneidenebene P_s und der Schnitttrichtung \vec{e}_r zur Faserlängsrichtung. Eine Variation der Schneidenneigung λ_s bleibt bewusst unberücksichtigt, um die Komplexität der Untersuchungen zu reduzieren. Zu diesem Zweck wird in den Versuchen eine Trennschleifscheibe als Versuchswerkzeug verwendet, für die keine definierte räumliche Schneidenausrichtung vorliegt. Der Werkzeugeingriff ist unter diesen Bedingungen durch den räumlichen Eingriffswinkel φ_0 und den räumlichen Fasertrennwinkel θ_0 bzw. den faserbezogenen Schnitttrichtungswinkel ρ vollständig beschrieben.

7.1.1 Aufnahme der Datenbasis

Den für die Untersuchung genutzten Versuchsaufbau zeigt Bild 7.1. Die Trennschleifversuche werden an Probekörpern aus UD-CFK der Spezifikation *Cytec HTS 977-2-35-12-KHTS-268* (vgl. Tab. 5.3) mit dem Versuchswerkzeug $TS_{0,1}$ nach Tabelle 5.1 durchgeführt. Im Rahmen der Versuche werden Blockelemente mit einer definierten Querschnittfläche

ZERSPANKRAFTMODELLIERUNG FÜR DIE FKV-BEARBEITUNG IM SCHRÄGEN SCHNITT

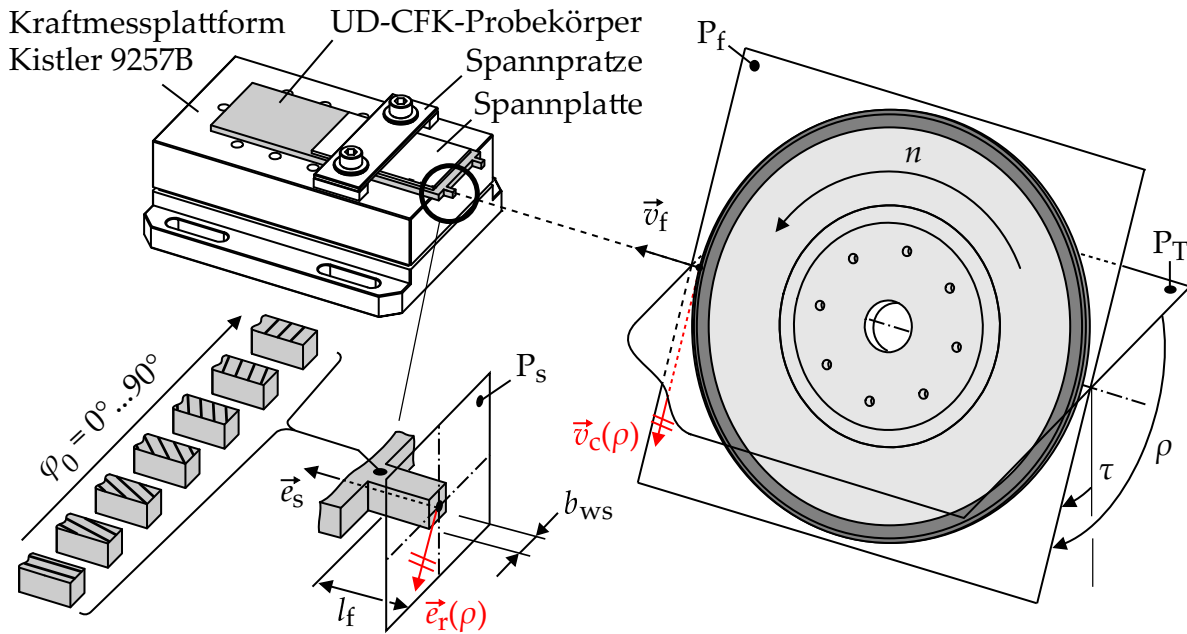


Bild 7.1: Versuchsaufbau zur systematischen Untersuchung schräger Schnittbedingungen bei der FKV-Zerspantung mit geometrisch unbestimmter Schneide

von $b_{ws} = 3,5 \text{ mm} \times t_{ws} = 3,5 \text{ mm}$ zerspant, die zuvor an den CFK-Probekörpern freigeschnitten wurden. Während des Zerspangvorgangs ist die Werkzeugdrehachse stets auf Höhe der Mittelebene der Blockelemente eingestellt. Der Eingriffswinkel beträgt entsprechend $\phi = 90^\circ$ und kann aufgrund der im Verhältnis zum Werkzeugdurchmesser geringen Blockhöhe mit $t_{ws} \ll D$ im gesamten Eingriffsbereich als $\phi \approx \text{const.}$ angenommen werden. Gleiches gilt unter Berücksichtigung von Gl. (6.48) für die Spanungsdicke $h \approx \text{const.}$. Durch die Verwendung einer Trennscheibe, deren Umfangsschneidenlänge die Diagonale der Blockelemente mit $l_u > \sqrt{b_{ws}^2 + t_{ws}^2}$ übersteigt, werden zudem unter beliebiger Neigung der Trennscheibe τ gleichbleibende Zerspangebungen sichergestellt und der Eingriff der Seitenbereiche des Werkzeugs vermieden.

Die Aufzeichnung der wirkenden Zerspangkraft erfolgt werkstückseitig mit dem Mehrkomponenten-Dynamometer Typ 9257B und der Kraftmesskette aus Bild 5.2. Die gemessenen Kraftanteile werden anschließend einer digitalen Tiefpassfilterung mit einer Eckfrequenz von 10 Hz unterzogen und nach einer Offsetkorrektur mittels der Koordinatentransformationen nach Gl. (5.1) und Gl. (5.2) in die Zerspangkraftkomponenten F_{cN} , F_c und F_p umgerechnet. Der aufbereitete Datensatz bildet die Zerspangkraftdatenbasis, die den nachfolgenden Auswertungen zugrunde liegt. Zur Bewertung der Oberflächenbeschaffenheit werden die Stirnflächen ausgewählter Blockelemente nach der Bearbeitung mit dem 3D-Oberflächenmessgerät *InfiteFocus G4* bei 10-facher Vergrößerung optisch vermessen. Die aus den aufgenommenen 3D-Oberflächendaten bestimmte mittlere arithmetische Profilhöhe S_a bildet die Oberflächendatenbasis.

Die in den Versuchen verwendeten Prozessstellgrößen sind in Tabelle 7.1 aufgeführt. Die Vorschubgeschwindigkeit v_f ist hierbei vergleichsweise gering gewählt, um bei dem kurzen Vorschubweg l_f eine ausreichend lange Messdauer zu gewährleisten. Da die Reduzierung der Schnittgeschwindigkeit v_c bedingt durch die untere Drehzahlgrenze der verwendeten Werkzeugmaschinenspindel $n_{\min} = 500 \text{ U/min}$ nicht in gleichem Maße möglich ist, resultiert mit $q_s \approx 2600$ ein im Vergleich zur Anwendung

Tabelle 7.1: Versuchsplan zur systematischen Variation schräger Schnittbedingungen bei der FKV-Zerspanung

FAKTOR	KÜRZEL	FAKTORSTUFEN
Schnittgeschwindigkeit	v_c	785 m/min
Vorschubgeschwindigkeit	v_f	300 mm/min
Vorschubweg	l_f	2 mm
Räumlicher Eingriffswinkel	φ_0	0° bis 90° (mit $\Delta\varphi_0 = 15^\circ$)
Schnittrichtungswinkel	ρ	0° bis 180° (mit $\Delta\rho = 15^\circ$)

hohes Geschwindigkeitsverhältnis (vgl. Bild 2.7). Nach Schürmann sind hierdurch jedoch keine wesentliche Änderungen am Trennvorgang zu erwarten [Sch07]. Es wird folglich angenommen, dass die zu identifizierenden Zusammenhänge zwischen der Zerspankraft bzw. Oberflächenbeschaffenheit und den schrägen Schnittbedingungen weitestgehend unabhängig vom Geschwindigkeitsverhältnis q_s sind, was anhand von Stichversuchen bei industrienahen Geschwindigkeitsverhältnissen von $q_s = 720$ bestätigt werden konnte.

Zur Veränderung der schrägen Schnittbedingungen werden in den Versuchen die beiden Winkel φ_0 und ρ in diskreten Stufen mit einer Schrittweite von $\Delta\varphi_0 = \Delta\rho = 15^\circ$ variiert. Der räumliche Eingriffswinkel φ_0 wird hierbei durch die Faserorientierung der UD-Probekörper und die gezielte Ausrichtung der Probekörper auf der Kraftmessplattform festgelegt. Die Einstellung des faserbezogenen Schnittrichtungswinkels ρ , welcher ausgehend von der Transversalebene P_T gemessen wird, erfolgt durch die Neigung der Trennscheibe τ und die Wahl der Werkzeugdrehrichtung (GL bzw. GG). In Abhängigkeit der beiden Winkel φ_0 und ρ ergibt sich der jeweils vorliegende räumliche Fasertrennwinkel θ_0 aus Gl. (3.6). Zusammen mit φ_0 bildet er die Basiswinkel zur Beschreibung des Schneideneingriffs und der Kinematik am UD-Faserstrang (vgl. Bild 3.2).

Um mit den Versuchen den Bereich aller theoretisch möglichen schrägen Schnittbedingungen zu erfassen, werden Basiswinkelkombinationen (θ_0, φ_0) gewählt, die die Definitionsbereiche nach Gl. (3.2) und Gl. (3.5) vollständig abdecken. Hierzu genügt es, den Schnittrichtungswinkel ρ im Bereich $0^\circ \leq \rho \leq 180^\circ$ zu variieren. Bedingt durch den transversal isotropen Aufbau des FKV treten die gleichen Schnittbedingungen auch für $180^\circ \leq \rho \leq 360^\circ$ auf, jedoch in gespiegelter Form. Zu jeder Schnittrichtung ρ_1 in der unteren Halbebene von P_s findet sich entsprechend eine äquivalente Schnittrichtung ρ_2 in der oberen Halbebene, die den gleichen räumlichen Fasertrennwinkel θ_0 mit der Faserachse einschließt, Bild 7.2 (links). Auf dieser Grundlage wird in beiden Fällen der gleiche Trennmechanismus angenommen. Diese Erwartung wird anhand exemplarisch durchgeführter Zerspankraftmessungen bei vollständiger Variation von ρ bestätigt. Wie Bild 7.2 (rechts) zeigt, liegen bei spiegelsymmetrischen Schnittrichtungen unabhängig von φ_0 annähernd identische Zerspankräfte vor. Die mittlere Abweichung der Kräfte in der oberen und unteren Halbebene beträgt dabei lediglich $\Delta F = 0,22$ N.

Korrektur des Spanungsquerschnitts

In den Auswertungen der durchgeführten Zerspanversuche ist berücksichtigt, dass an den bearbeiteten Blockelementen aufgrund unzureichender Fixierung der Fasern im Randbereich Kantenausbrüche in Abhängigkeit von φ_0 auftreten. Wie Bild 7.3 zeigt, ist

ZERSPANKRAFTMODELLIERUNG FÜR DIE FKV-BEARBEITUNG IM SCHRÄGEN SCHNITT

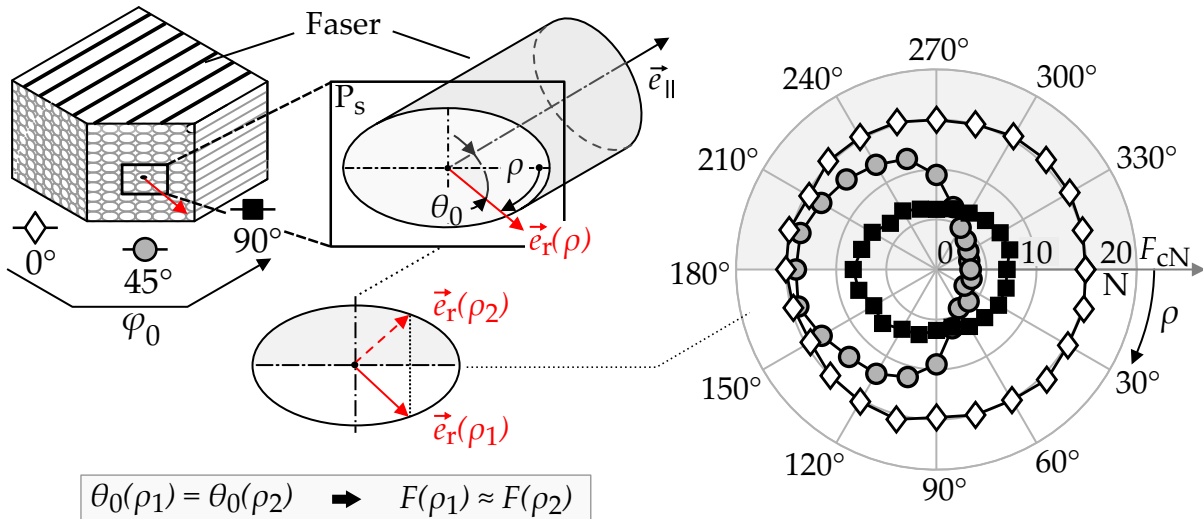


Bild 7.2: Symmetrische Schnittbedingungen im schrägen Schnitt Typ II

der Effekt bei Neigungen der Schneidenebene von $\varphi_0 \approx 45^\circ$ besonders stark ausgeprägt. Die Ausbrüche reduzieren die effektiv zerspante Breite der Querschnittsfläche in diesem Fall um ca. 0,5 mm. Hiervon ausgehend nehmen die Schädigungen sowohl für $\varphi_0 < 45^\circ$ als auch $\varphi_0 > 45^\circ$ deutlich ab. Für die Variation der Schnitttrichtung ρ ist kein signifikanter Einfluss auf die Kantenausbrüche festzustellen. Die effektiv zerspante Breite der Blockelemente kann damit annähernd durch

$$b_{ws} = 3,5 \text{ mm} - 0,25 \text{ mm} \cdot (\cos 4\varphi_0 + 1) \quad (7.1)$$

abgebildet werden. In der Auswertung ist angenommen, dass sich die gemessenen Zerspankräfte proportional zu b_{ws} verhalten und entsprechend niedriger ausfallen als auf Basis der idealen Querschnittsfläche erwartet.

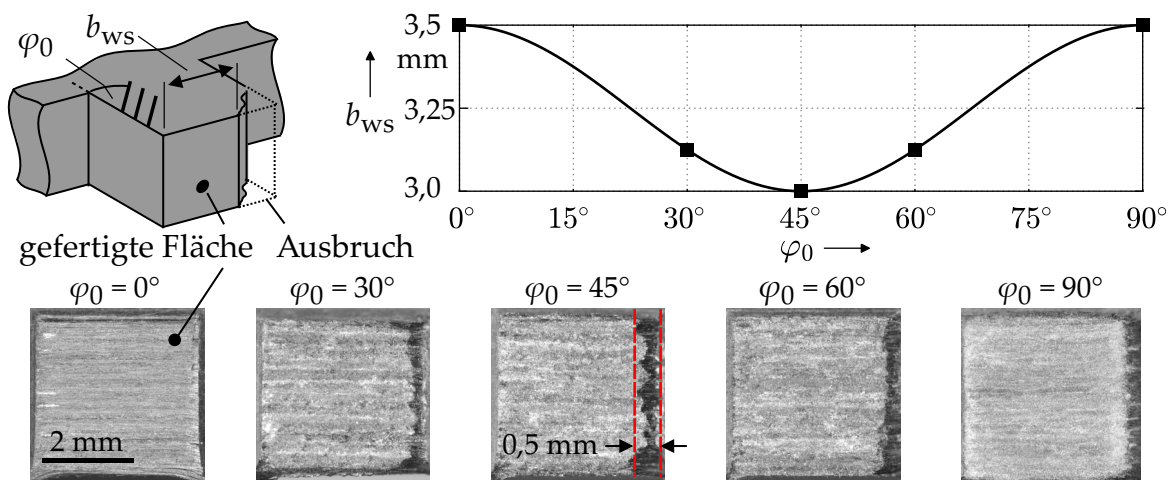


Bild 7.3: Kantenausbrüche in Abhängigkeit des räumlichen Eingriffswinkels φ_0

7.1.2 Einfluss schräger Schnittbedingungen auf die Prozesskräfte

Die Analyse der aufgenommenen Zerspankraftdatenbasis zeigt, dass die Passivkräfte F_p für alle untersuchten Schnittbedingungen im Bereich von $F_p \approx 0\text{ N}$ liegen. Dies entspricht den Erwartungen und ist auf den bewussten Einsatz eines Versuchswerkzeugs mit geometrisch unbestimmter Schneide zurückzuführen. Infolge der entfallenden Schneidenneigung λ_s stellt sich bei diesen Werkzeugen keine Drangkraft in Richtung der Werkzeugdrehachse ein. Die gemessenen Schnittkräfte F_c und Schnittnormalkräfte F_{cN} variieren hingegen deutlich mit den schrägen Schnittbedingungen, Bild 7.4. Während die resultierenden Absolutwerte durch die spezifisch gewählte Werkzeug-Werkstoff-Kombination bestimmt sind, ist die auf qualitativer Ebene sichtbare Abhängigkeit von den Basiswinkeln θ_0 und φ_0 auf das grundlegende Trennverhalten endlosfaserverstärkter FKV mit transversal isotropem Verhalten zurückzuführen.

Beide Zerspankraftanteile weisen hierbei ein ähnliches Verhalten bezüglich der Basiswinkel auf. Die Schnittnormalkräfte fallen aufgrund von Reib- und Pflügeffekten an den eingreifenden Schleifkörnern jedoch höher aus. Übereinstimmend stellen sich die höchsten Kräfte für $F_i(105^\circ, 15^\circ)$ und die niedrigsten Kräfte für $F_i(45^\circ, 45^\circ)$ ein. Unabhängig von der Neigung φ_0 der Schneidenebene P_s sind die Kräfte bei einer Schnittbewegung in Faserrichtung ($\theta_0 \geq 90^\circ$) höher als bei einer Schnittbewegung gegen die Faser ($\theta_0 \leq 90^\circ$). Dies steht im Einklang mit dem aus der Literatur bekannten Verhalten bei der FKV- und Holzzerspannung im Orthogonalschnitt und ist auf unterschiedliche Bruch- und Rissmechanismen zurückzuführen, die abhängig von der Orientierung der Schnitt- und Faserlängsrichtung durch Kombinationen aus Druck-, Schub- und Biegebeanspruchungen ausgelöst werden [Got14; Hin21]. Zusätzlich wirkt sich die Anzahl der zu trennenden Verstärkungsfasern auf die Kräfte aus. Für geringere Werte von φ_0 muss hierbei eine höhere Anzahl an Fasern getrennt werden, was zu höheren Werten der Zerspankraft führt. Beide Effekte werden in Abschnitt 7.2.2 ausführlicher analysiert.

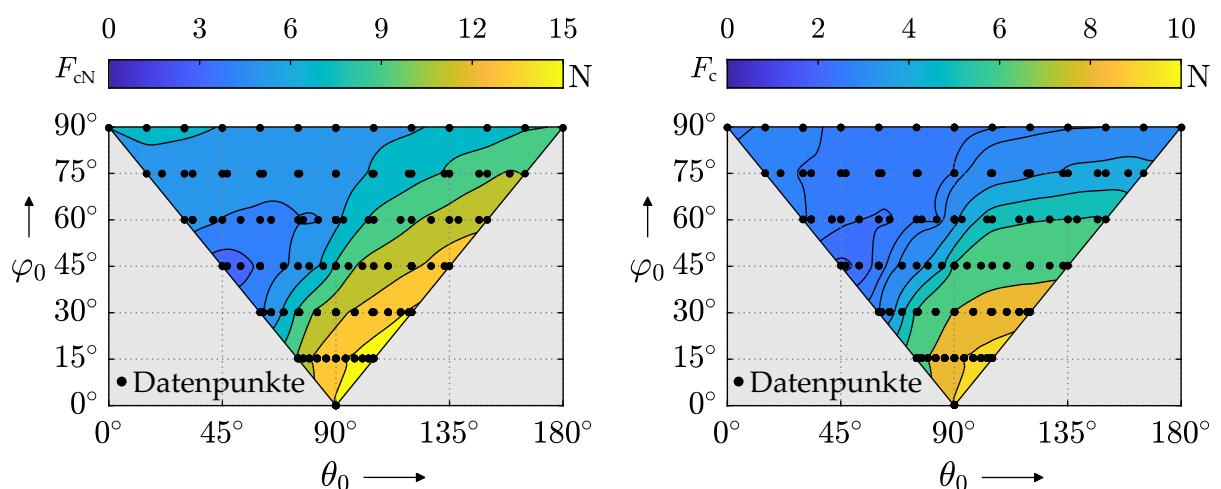


Bild 7.4: Konturdiagramme der aufgenommenen Zerspankraftdatenbasis: Gemessene Schnittnormalkräfte F_{cN} (links) und Schnittkräfte F_c (rechts) im schrägen Schnitt Typ II

Abgleich mit Prozesskräften aus dem Stand der Technik

Zur Verifizierung der Versuchsergebnisse und zum Nachweis, dass die identifizierte Abhängigkeit der Zerspankraft von den schrägen Schnittbedingungen verfahrenübergreifend Gültigkeit besitzt, wird die Zerspankraftdatenbasis mit Kraftmessdaten anderer Untersuchungen verglichen. Der Abgleich erfolgt dabei ausschließlich auf qualitativer Ebene. Ein Abgleich der Absolutwerte ist nicht zielführend, da in den gegenübergestellten Versuchen unterschiedliche Werkzeug-Werkstoff-Kombination verwendet werden.

Um einen für den Vergleich geeigneten Datensatz aus der Zerspankraftdatenbasis abzuleiten, wird wie folgt vorgegangen: Zunächst wird der Eingriffspfad des betrachteten Vergleichsprozesses bestimmt, d. h. die (θ_0, φ_0) -Kombinationen, die bei einer Werkzeug- oder Werkstückumdrehung durchlaufen werden (vgl. Abschnitt 3.1). Anschließend erfolgt die Zuweisung der zugehörigen Zerspankraftwerte aus der Datenbasis nach Bild 7.4. Auf diese Weise gelingt es den Zerspankraftverlauf eines Vergleichsprozesses mit Hilfe der Zerspankraftdatenbasis zu simulieren.

Die simulierten Schnitt- und Schnittnormalkraftverläufe für den Vergleichsprozess - Innendrehen von UD-CFK - zeigt Bild 7.5 (links). Auf der rechten Seite des Bildes sind zudem die tatsächlich gemessenen Kraftverläufe dargestellt. Wie dem θ_0 - φ_0 -Diagramm zu entnehmen ist, liegen in diesem Fall die Schnittbedingungen des θ -Orthogonalschnitts vor.

In Bild 7.6 (links) sind weiterhin der simulierte und der gemessene Verlauf der Schnittnormalkraft F_{cN} beim Hobeln von UD-CFK unter Variation des Einstellwinkels κ_r gezeigt. Der Originaldatensatz ist in [Sch14] veröffentlicht. Da in diesem Fall ausschließlich der räumliche Eingriffswinkel φ_0 variiert wird, weichen die im θ_0 - φ_0 -Diagramm gezeigten schrägen Schnittbedingungen deutlich von den zuvor betrachteten Bedingungen des θ -Orthogonalschnitts ab.

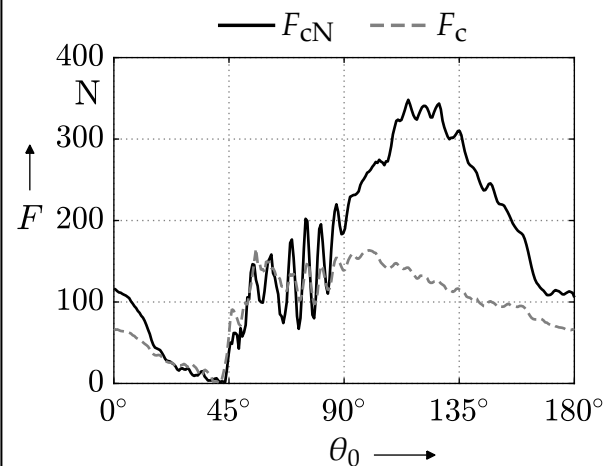
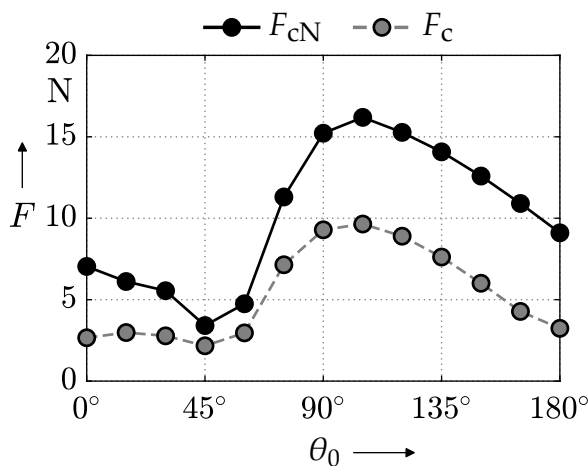
In beiden aufgeführten Fällen ist auf qualitativer Ebene eine hohe Übereinstimmung zwischen den Zerspankraftverläufen der Vergleichsprozesse und den simulierten Zerspankraftverläufen festzustellen. Dies bestätigt zum einen, dass die schrägen Schnittbedingungen einen signifikanten und verfahrenübergreifenden Einfluss auf die Trennvorgänge bei der FKV-Zerspanung haben und zum anderen, dass der daraus resultierende Effekt auf die Zerspankraft in der Zerspankraftdatenbasis hinreichend erfasst ist.

Der verfahrenübergreifenden Einfluss der schrägen Schnittbedingungen auf die Zerspankraft zeigt sich auch in dem von Hintze et al. veröffentlichten Vergleich von Kraftmessdaten bei unterschiedlichen FKV-Zerspanverfahren [Hin+23].

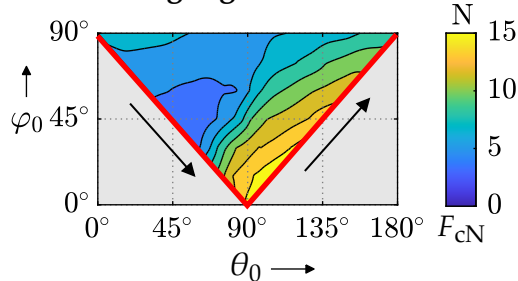
7.1.3 Einfluss schräger Schnittbedingungen auf die Oberflächenqualität

Die Untersuchung zum Einfluss schräger Schnittbedingungen auf die Oberflächenqualität bei der FKV-Zerspanung erfolgt mit der aufgenommenen Oberflächendatenbasis. Hierbei ist zu beachten, dass die gefertigte Oberfläche nur bei ausgewählten Einzelversuchen aufgenommen wurde, weshalb die Oberflächendatenbasis weniger umfangreich ist als die Zerspankraftdatenbasis. Dennoch lässt sich auch hier eine signifikante Abhängigkeit von den Basiswinkeln θ_0 und φ_0 und damit von den schrägen Schnittbedingungen feststellen, Bild 7.7. Die ermittelten Flächenrauheitswerte verhalten sich dabei ent-

7.1 SYSTEMATISCHE UNTERSUCHUNG SCHRÄGER SCHNITTBEDINGUNGEN BEIM
TRENNSCHLEIFEN VON FKV



Schnittbedingungen:

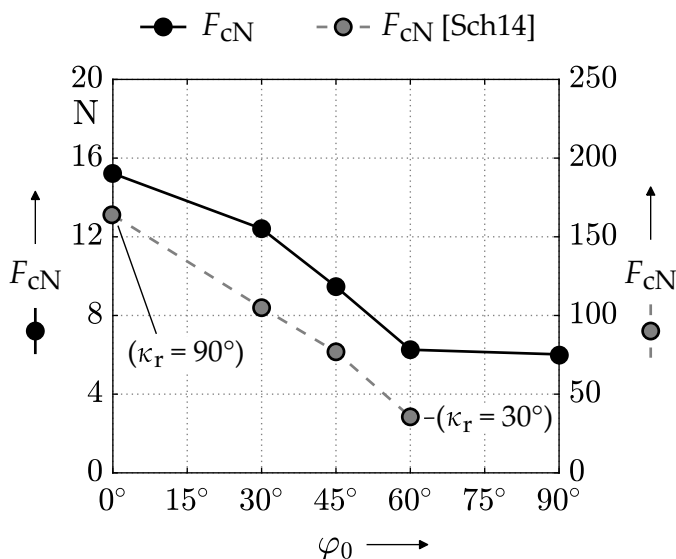


Vergleichsprozess:

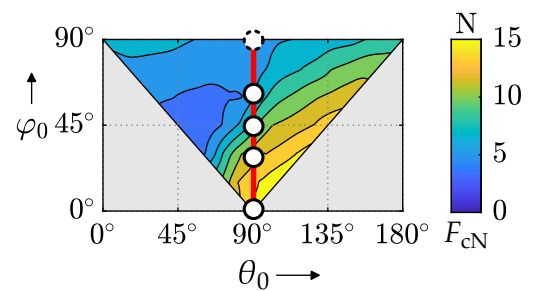
Innendrehen von Epoxid-CFK (UD) unter Bedingungen des θ -Orthogonalschnitts:

Schnittgeschw. $v_c = 50$ m/min
Spanungsdicke $h = 0,03$ mm
Schnitttiefe $a_p = 4$ mm
Einstellwinkel $\kappa_r = 90^\circ$

Bild 7.5: Datenpunkte der aufgenommenen Zerspankraftdatenbasis für die Bedingungen des θ -Orthogonalschnitts (links) und gemessene Zerspankraftanteile beim Innendrehen von UD-CFK (rechts)



Schnittbedingungen:



Vergleichsprozess aus [Sch14]:

Hobeln von Epoxid-CFK (UD)
Schnittgeschw. $v_c = 5$ m/min
Spanungsdicke $h = 0,03$ mm
Schnitttiefe $a_p = 4$ mm
Einstellwinkel $\kappa_r = 30^\circ | 45^\circ | 60^\circ | 90^\circ$

Bild 7.6: Schnittnormalkraft der aufgenommenen Zerspankraftdatenbasis für Variationen von φ_0 und gemessene Schnittnormalkraft beim Hobeln von UD-CFK unter Variation des Einstellwinkels [Sch14]

gegengesetzt zur Zerspankraft. Bei Schnittbewegungen, die mit $\theta_0 \leq 90^\circ$ gegen die Faserrichtung erfolgen, sind deutliche Ausbrüche an der Oberfläche sichtbar. Dies führt im Bereich um $S_a(45^\circ, 45^\circ)$ zu maximalen Rauheiten von bis zu $S_a = 20,6 \mu\text{m}$. Wie die zusätzlich dargestellten Tiefenbilder verdeutlichen, übersteigt die resultierende Schädigungstiefe in diesem Fall die Tiefe der Furchen und Riefen entlang der Korneingriffsbahnen, die in den übrigen Höhenprofilen gut sichtbar sind. Ist die Schnitttrichtung mit $\theta_0 \geq 90^\circ$ in Faserrichtung gerichtet, fallen die S_a -Werte erheblich geringer aus. Die qualitativ hochwertigste Oberfläche stellt sich mit einer mittleren Profilhöhe von $S_a = 8,7 \mu\text{m}$ im Bereich um $S_a(105^\circ, 15^\circ)$ ein.

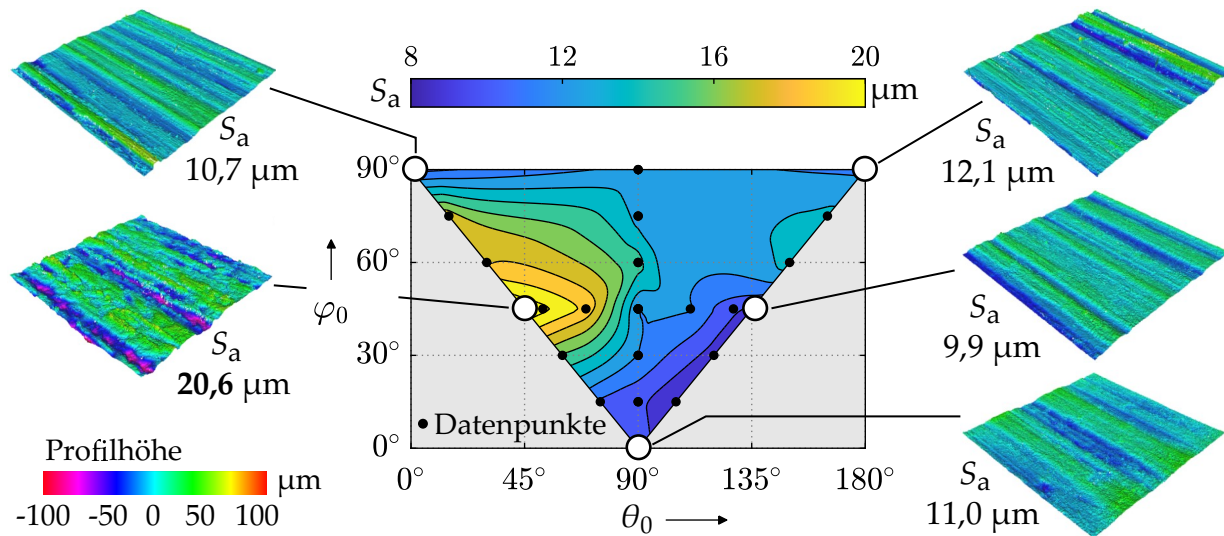
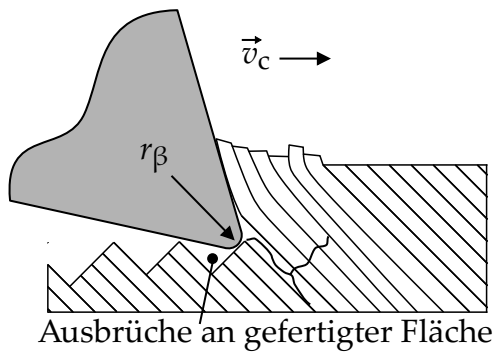


Bild 7.7: S_a -Werte und Tiefenbilder des gemessenen Oberflächenprofils der gefertigten Fläche im schrägen Schnitt Typ II

Die signifikanten Oberflächenschädigungen, die für $0 < \theta_0 < 90^\circ$ und insbesondere für $\theta_0 \approx 45^\circ$ beobachtet werden, decken sich prinzipiell mit den in Abschnitt 2.2.4 beschriebenen Beobachtungen beim Fräsen und Sägen endlosfaserverstärkter FKV-Materialien und Holz. Hierbei führt ein Einhaken definierter Werkzeugschneiden bei Schnitttrichtungen gegen die Faser unter erheblicher Biegebelastung zum Ausbrechen größerer Materialausbruchstücke aus der bearbeiteten Fläche. Ein Einhaken der Schleifkörner ist bei den durchgeführten Trennschleifversuchen jedoch unwahrscheinlich, da der große Korndurchmesser d_K den Faserdurchmesser d_F vielfach übersteigt. Es wird daher vermutet, dass die stumpfen Schleifkörner mit den stark negativen Spanwinkeln bei Schnitttrichtungen gegen die Faser erhebliche Druck-Scherbelastungen auf das FKV-Material ausüben, was einerseits zu Rissen entlang der Faser-Matrix-Grenzfläche und resultierenden Zwischenfaserbrüchen sowie andererseits zu einem Ausknicken einzelner Faserbündel führt, Bild 7.8 (rechts). Durch Faserbrüche unterhalb der Schnittflächen bilden sich letztlich größere Materialbruchstücke, die aus der Schnittfläche herausgelöst werden. Der beschriebene Mechanismus wurde im Rahmen der Arbeit jedoch weder explizit nachgewiesen noch ausführlich betrachtet und bedarf weiterführender Untersuchungen.

Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die optisch vermessenen Oberflächen bei den gewählten Versuchsbedingungen aus Bild 7.1 bei einer effektiven Spannungsdicke von $h \approx 0 \text{ mm}$ entstehen. Ursächlich hierfür ist die Richtungsumkehr der Werkzeugvorschubbewegung am Ende des Vorschubwegs l_f . Für die Umrissbearbeitung in der

Geometrisch bestimmte Schneide



Geometrisch unbestimmte Schneide

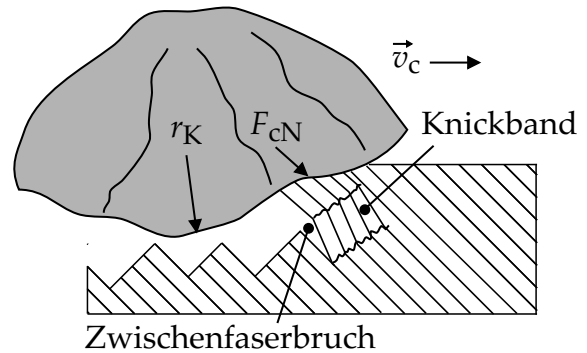


Bild 7.8: Einhaken bei der FKV-Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide für Schnittrichtungen gegen die Faser (links) und vermuteter Schädigungsmechanismus bei der FKV-Zerspanung mit geometrisch unbestimmter Schneide (rechts)

industriellen Praxis hat diese Vorschubbewegung keine Relevanz. Allerdings entsteht die gefertigte Oberfläche bei der Umrissbearbeitung in der Praxis ebenfalls bei $h \approx 0$ mm, da die gefertigte Fläche zum Zeitpunkt der Entstehung bei den meisten Trennverfahren parallel zur Vorschubbewegung ausgerichtet ist. Die entsprechend unterstellte Übertragbarkeit der Ergebnisse wurde anhand von Stichversuchen beim konventionellen Trennschleifen bestätigt.

Abgleich mit Oberflächenqualitäten aus dem Stand der Technik

Zur Verifizierung der Versuchsergebnisse und zum Nachweis, dass die identifizierte Abhängigkeit der Oberflächenqualität von den schrägen Schnittbedingungen verfahrenübergreifend gültig ist, wird die Oberflächendatenbasis mit Rauheitsmessungen anderer Untersuchungen verglichen. Um aus der Oberflächendatenbasis einen geeigneten Datensatz für den Vergleich abzuleiten, wird wie zuvor bei der Zerspankraft vorgegangen: Zunächst wird der Eingriffspfad des Vergleichsprozesses bestimmt. Anschließend folgt die Zuweisung der zugehörigen S_a -Rauheitskennwerte aus der Datenbasis nach Bild 7.7.

Die auf diese Weise ermittelten S_a -Werte sind für fünf verschiedene Schnittbedingungen des θ -Orthogonalschnitts in Bild 7.9 dargestellt. Zusätzlich sind R_a -Kennwerte aufgeführt, die von Schütte beim Hobeln von UD-CFK und von Hu und Zhang beim Schleifen von multiaxialem CFK-Gelege unter den gleichen Schnittbedingungen aufgenommen wurden [Sch14; HZ03].

Die mit der Oberflächendatenbasis ermittelten S_a -Werte stehen dabei in guter qualitativer Übereinstimmung mit den Vergleichsdaten. Insbesondere die deutlich höheren Rauheitswerte für $\theta_0 = 45^\circ$ treten in allen drei Fällen eindeutig hervor. Der im Verhältnis vielfach überhöhte R_a -Wert beim Hobeln deutet darauf hin, dass das Einhaken der definierten Schneide für $\theta_0 \approx 45^\circ$ tendenziell zu höheren Schädigungstiefen führt als der Mechanismus, der beim Trennschleifen nach Bild 7.8 (rechts) vermutet wird. Auf Basis der Ergebnisse wird angenommen, dass die ermittelte Oberflächendatenbasis die verfahrenübergreifenden Effekte schräger Schnittbedingungen auf die Oberflächenqualität bei der FKV-Zerspanung hinreichend abbildet.

Die identifizierte Abhängigkeit der Oberflächenqualität von den schrägen Schnittbedingungen deckt sich auch mit den Ergebnissen von Hintze et al. in [Hin+23].

ZERSPANKRAFTMODELLIERUNG FÜR DIE FKV-BEARBEITUNG IM SCHRÄGEN SCHNITT

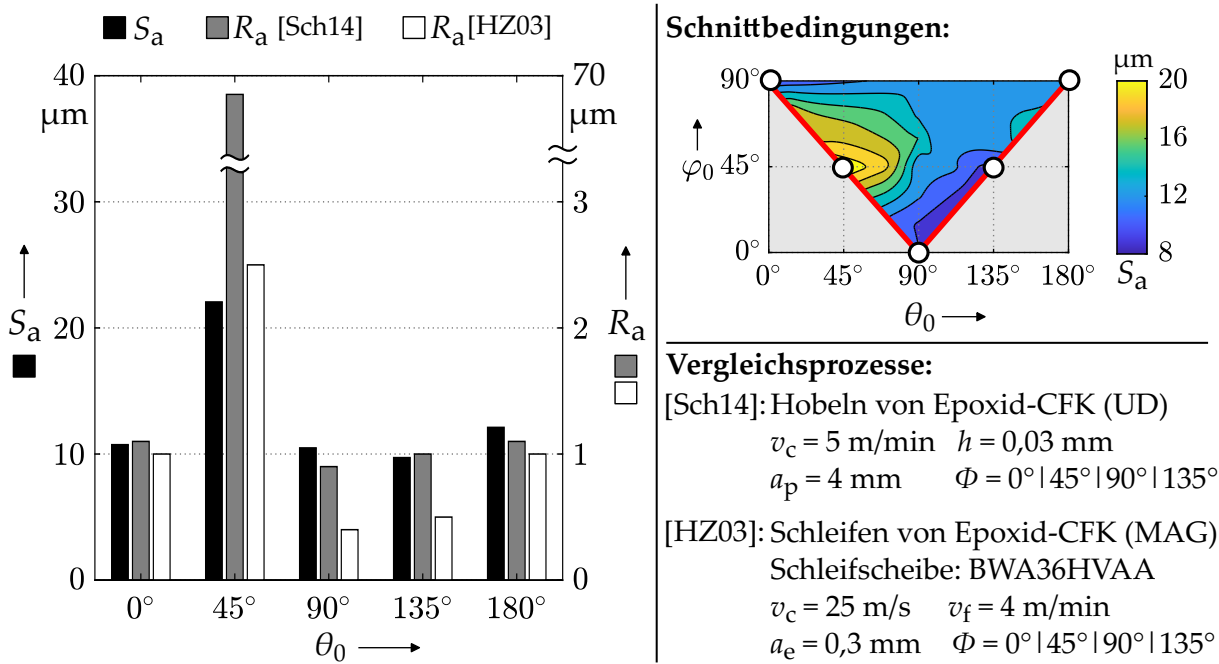


Bild 7.9: Datenpunkte der aufgenommenen Oberflächendatenbasis (S_a) für die räumlichen Eingriffsbedingungen des θ -Orthogonalschnitts und Mittenrauwerte R_a beim Hobeln von UD-CFK [Sch14] sowie Schleifen mit Trennschleifstift [HZ03]

7.2 ERWEITERTES ZERSPANKRAFTMODELL

Um die Zerspankraft bei der FKV-Zerspantung für beliebige Bearbeitungssituationen zuverlässig vorhersagen zu können, ist es auf Basis der Ergebnisse aus Bild 7.4 erforderlich, die identifizierte Abhängigkeit der Zerspankraft von den schrägen Schnittbedingungen in die Zerspankraftmodellierung einfließen zu lassen. Für den in der vorliegenden Arbeit gewählten mechanistischen Modellansatz ist es dabei zweckmäßig, das entsprechende materialspezifische Verhalten in den Zerspankraftkoeffizienten zu berücksichtigen.

7.2.1 Experimentelle Bestimmung der Zerspankraftkoeffizienten

Die Schnitt- und Reibkraftkoeffizienten $K_{\bullet,c}$ und $K_{\bullet,e}$ mit $\bullet = c, n, t$ des dual-mechanistischen Zerspankraftmodells aus Kapitel 6 lassen sich mit Hilfe der aufgenommenen Zerspankraftdatenbasis bestimmen. Dabei besteht für den gewählten Versuchsaufbau aus Bild 7.1 folgender Zusammenhang zwischen den Zerspankraftanteilen der aufgezzeichneten Datenbasis und dem Modellansatz nach Gl. (6.58):

$$\begin{pmatrix} F_c \\ F_{cN} \\ F_p \end{pmatrix} = \int_{\phi_o}^{\phi_u} \Delta \vec{F}_{cnt}(\phi) \quad (7.2)$$

Hierin ist unter anderem berücksichtigt, dass aufgrund der konstanten Zerspanbedingungen im Eingriffsbereich in Gl. (6.58) $\Delta l = N_e = 1$ gesetzt werden kann. Für die

Berechnung der elementaren Zerspankraftanteile $\Delta \vec{F}_{\text{cnt}}$ nach Gl. (6.56) gelten weiterhin die folgenden Vereinfachungen:

Spannungsdicke:

$$h \approx \int_{\phi_o}^{\phi_u} \frac{f_1(\phi, l)}{2\pi} d\phi = \frac{\Delta\phi}{2\pi} \cdot f$$

Spannungsbreite:

$$\Delta b = \Delta S = b_{\text{ws}}$$

Kontaktlänge:

$$l_c = \int_{\phi_o}^{\phi_u} r(l) d\phi = \Delta\phi \cdot R$$

Mit diesen Vereinfachungen ergeben sich aus Gl. (7.2) die Bestimmungsgleichungen für die Zerspankraftkoeffizienten:

$$\begin{pmatrix} F_c \\ F_{cN} \\ F_p \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} K_{c,e} \cdot \Delta\phi \cdot R \cdot b_{\text{ws}} + K_{c,c} \cdot f \cdot \frac{\Delta\phi}{2\pi} \cdot b_{\text{ws}} \\ K_{n,e} \cdot \Delta\phi \cdot R \cdot b_{\text{ws}} + K_{n,c} \cdot f \cdot \frac{\Delta\phi}{2\pi} \cdot b_{\text{ws}} \\ K_{t,e} \cdot \Delta\phi \cdot R \cdot b_{\text{ws}} + K_{t,c} \cdot f \cdot \frac{\Delta\phi}{2\pi} \cdot b_{\text{ws}} \end{pmatrix} \quad (7.3)$$

Unter Berücksichtigung der Tatsache, dass die Passivkraft mit $F_p \approx 0\text{N}$ für die verwendeten Schleifwerkzeuge entfällt, gilt für die Koeffizienten in Tangentialrichtung $K_{t,c} \approx 0\text{N/mm}^2$ und $K_{t,e} \approx 0\text{N/mm}^2$. Die Bestimmungsgleichungen der übrigen Koeffizienten bilden unter Einbezug der bekannten geometrischen Abmessungen am Werkstück, der bekannten Werkzeugparameter des Versuchswerkzeugs $TS_{0,1}$ nach Tabelle 5.1 sowie dem resultierenden Gesamteingriffswinkel

$$\Delta\phi = 2 \cdot \arcsin \frac{a_e}{D} \approx 0,028 \text{ rad}$$

lineare Funktionen des Vorschubs f . Hierin gehen die Schnittkraftkoeffizienten $K_{\bullet,c}$ in die Steigung und die Reibkraftkoeffizienten $K_{\bullet,e}$ in den Ordinatenabschnitt ein. Die Bestimmung der Zerspankraftkoeffizienten erfolgt durch die Identifikation der jeweiligen linearen Zusammenhänge. Pro untersuchter Schnittbedingung werden hierfür mindestens zwei Datenpunkte benötigt. Die erforderliche Variation des Vorschubs f wird im Rahmen der Untersuchung durch die Wiederholung der Zerspanversuche aus Abschnitt 7.1 mit einem exzentrisch aufgespannten Werkzeug realisiert. Der resultierende Rundlauffehler s_e führt zu periodischen Kraftsignalen F_c und F_{cN} , aus denen jeweils der gemittelte Minimal-, Mittel- und Maximalwert extrahiert werden. Über den eingestellten Vorschub f und die bekannte Exzentrizität s_e sind diesen drei Kraftwerten eindeutige Vorschubwerte zugeordnet, Bild 7.10. Die Frequenz der periodischen Kraftsignale entspricht dabei der Werkzeugdrehzahl und ist mit $n = 16,67\text{ Hz}$ äußerst

ZERSPANKRAFTMODELLIERUNG FÜR DIE FKV-BEARBEITUNG IM SCHRÄGEN SCHNITT

gering. Bei der gegebenen Eigenfrequenz $f_n = 2,0$ kHz des verwendeten Mehrkomponentendynamometers Kistler 9257B sind folglich keine Verzerrungen der Messsignale zu befürchten. Um zu gewährleisten, dass durch die definierte Exzentrizität zudem keine unzulässige Belastung der Spindellagerung an der Versuchsmaschine auftritt, wurde das Werkzeuggesamtsystem, bestehend aus Werkzeugaufnahme und Trennscheibe, vor dem Einsatz für die gewählte Spindeldrehzahl mit einer Wuchtgüte von $G = 2$ ausgewuchtet.

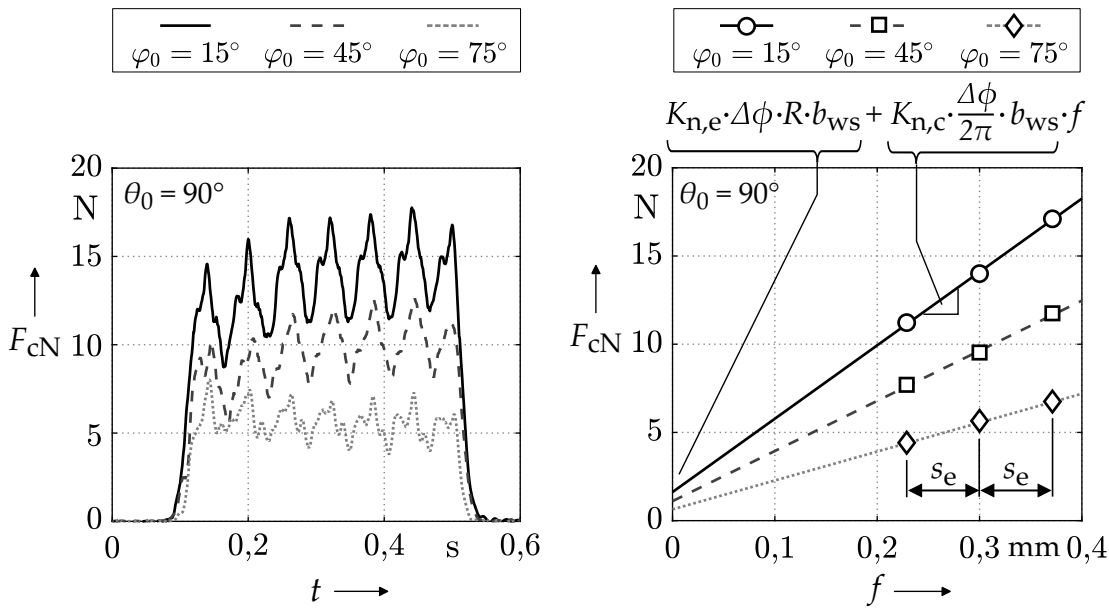


Bild 7.10: Gemessene Schnittnormalkräfte F_{cN} bei definierter Rundlaufabweichung s_e des Versuchswerkzeugs (links) und Bestimmung der Schnitt- und Reibkraftkoeffizienten (rechts)

Die lineare Regression der extrahierten Datenpunkte liefert anschließend für alle untersuchten Basiswinkelkombinationen die Funktionsparameter, die für die Berechnung der Schnittkraftkoeffizienten $K_{\bullet,c}$ und Reibkraftkoeffizienten $K_{\bullet,e}$ erforderlich sind. In Bild 7.10 ist das Vorgehen beispielhaft für die Bestimmung der Zerspankraftkoeffizienten in Normalenrichtung $K_{n,c}$ und $K_{n,e}$ bei drei verschiedenen räumlichen Eingriffswinkeln φ_0 für den Fall $\theta_0 = 90^\circ$ dargestellt. Die resultierenden Zerspankraftkoeffizienten variieren im Gegensatz zur Metallzerspanung nicht nur in Abhängigkeit der Werkzeug-Werkstoff-Kombination, sondern auch in Abhängigkeit der schrägen Schnittbedingungen. Die Koeffizienten bilden folglich zweidimensionale Funktionen der Basiswinkel $K_{\bullet,c}(\theta_0, \varphi_0)$ bzw. $K_{\bullet,e}(\theta_0, \varphi_0)$. Die Konturdiagramme der ermittelten Schnittkraftkoeffizienten sind in Bild 7.11 dargestellt. Die Konturdiagramme der Reibkraftkoeffizienten zeigt Bild 7.12. Die Absolutwerte der Reibkraftkoeffizienten fallen dabei erheblich geringer aus. Sie dürfen jedoch nicht vernachlässigt werden, da sie mit der Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück multipliziert werden, die um ein Vielfaches größer ist als der Spanungsquerschnitt A , mit dem die Schnittkraftkoeffizienten multipliziert werden. Aus dem ähnlichen Verhalten der Zerspankraftkoeffizienten (Bild 7.11 bzw. Bild 7.12) und der Zerspankräfte (Bild 7.4) in Abhängigkeit von θ_0 und φ_0 geht hervor, dass das werkstoffspezifische Trennverhalten des FKV wie beabsichtigt durch die Zerspankraftkoeffizienten abgebildet ist.

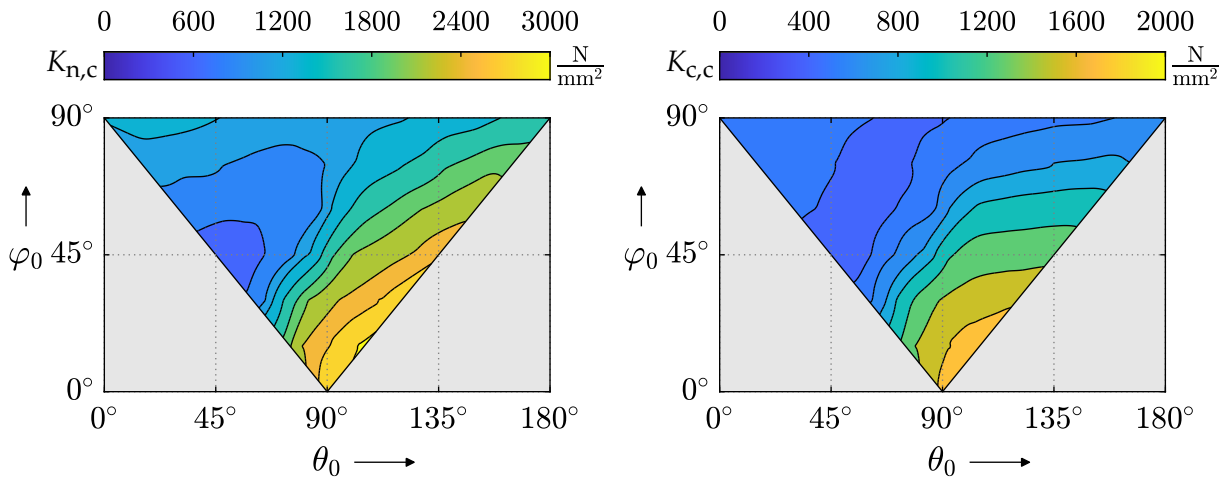


Bild 7.11: Experimentell ermittelte Schnittkraftkoeffizienten in Normalenrichtung $K_{n,c}$ (links) und Schnitttrichtung $K_{c,c}$ (rechts) im schrägen Schnitt Typ II

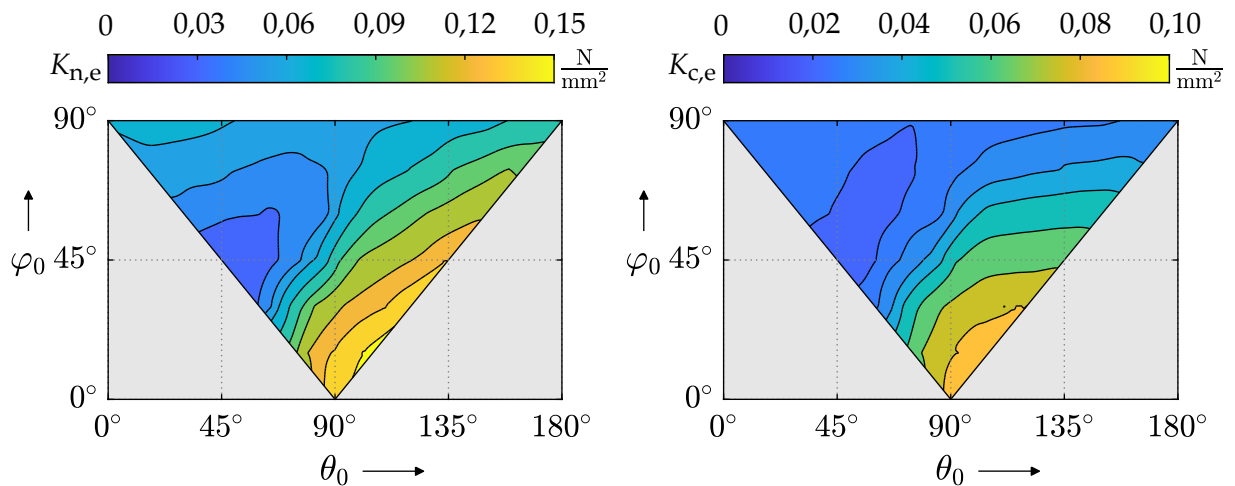


Bild 7.12: Experimentell ermittelte Reibkraftkoeffizienten in Normalenrichtung $K_{n,e}$ (links) und Schnitttrichtung $K_{c,e}$ (rechts) im schrägen Schnitt Typ II

7.2.2 Modellierung der Zerspankkraftkoeffizienten

Die zuvor experimentell ermittelten Zerspankkraftkoeffizienten sind einerseits durch das werkstoffspezifische Trennverhalten endlosfaserverstärkter Kunststoffe und andererseits durch die in den Versuchen genutzte Werkzeug-Werkstoff-Kombination festgelegt.

Die Modellierung der Zerspankkraftkoeffizienten $K_{\bullet,c}(\theta_0, \varphi_0)$ und $K_{\bullet,e}(\theta_0, \varphi_0)$ hat zum Ziel, den erstgenannten, verfahrensübergreifenden Einfluss des werkstoffspezifischen Trennverhaltens im schrägen Schnitt mathematisch möglichst effizient abzubilden. Das resultierende parametrierbare Modell steht anschließend zur Verfügung, um Zerspankkraftkoeffizienten bei der FKV-Zerspanung für beliebige Bearbeitungssituationen und für beliebige Werkzeug-Werkstoff-Kombination mit geringem Versuchs- und Rechenaufwand zu bestimmen.

Eine Modellierung auf Basis neuronaler Netze, die u. a. Kalla et al. [KST10], Wang et al. [Wan+19] und Sheikh-Ahmad et al. [SHQ19] zur präzisen Vorhersage der

Zerspannkraftkoeffizienten bei der FKV-Zerspannung für definierte Bearbeitungssituationen nutzen, ist für den beschriebenen Zweck unpassend. Geeignet ist hingegen die Modellierung mittels trigonometrischer Funktionen in Anlehnung an Karpat et al. [KBD12]. Der Ansatz ermöglicht es, die beiden Haupteffekte, die dem Trennverhalten von FKV im schrägen Schnitt zugrunde liegen, in Abhängigkeit der Basiswinkel mathematisch zu beschreiben. Bei dem ersten Effekt handelt es sich um die Geometrie und Kinematik des Schneideneingriffs bzgl. der Faserlängsrichtung $\vec{e}_{||}$, die den vorherrschenden Trennmechanismus bestimmen. Bei dem zweiten Effekt handelt es sich um die Anzahl der zu trennenden Fasern, die durch die Neigung der Schneidenebene P_s beeinflusst wird. Beide Effekte werden im Folgenden zunächst isoliert betrachtet.

Einfluss des Trennmechanismus

Der Effekt, den der Trennmechanismus auf die Zerspannkraftkoeffizienten ausübt, lässt sich anhand der experimentell ermittelten Koeffizienten in Bild 7.11 besonders gut für Variationen von θ_0 bei konstant gehaltenen φ_0 erkennen. Hierbei zeigt sich, dass die maximalen Zerspannkraftkoeffizienten immer dann erreicht werden, wenn die Schnitttrichtung den größtmöglichen räumlichen Trennwinkel $\max(\theta_0(\varphi_0))$ mit der Faser bildet. Die Schnitttrichtung erfolgt in diesem Fall zum größtmöglichen Anteil in Faserlängsrichtung, wodurch Zugbelastungen in Faserrichtung und Druckbelastungen quer zur Faserrichtung wirken, die der FKV vergleichsweise gut aufnehmen kann. Der zum Trennen eines definierten Spanungsquerschnitts erforderliche flächenbezogene Kraftaufwand ist entsprechend hoch. Der geringste flächenbezogene Kraftaufwand wird im Fall $\varphi_0 = 90^\circ$ für Schnitte quer zur Faserrichtung ($\theta_0 = 90^\circ$) benötigt, wobei sich eine Biegebelastung der Fasern innerhalb der Laminebenen einstellt. Wird die Schneidenebene mit abnehmendem φ_0 stärker gegenüber der Faser geneigt, verschiebt sich das Kraftminimum zu Schnitttrichtungen, die mit $\theta_0 < 90^\circ$ vermehrt Anteile gegen die Faserrichtung aufweisen. Für $\varphi_0 < 45^\circ$ treten die geringsten Kräfte dann stets für den kleinstmöglichen räumlichen Trennwinkel auf $\min(\theta_0(\varphi_0))$ auf. Hier dominieren Druckbelastungen in Faserrichtung die vom Werkstoff weniger gut aufgenommen werden können und wie in Abschnitt 7.1.3 vermutet zu Rissbildung, Zwischenfaserbrüchen und einem Ausknicken der Fasern führen. Das beschriebene Trennverhalten des Werkstoffs in Abhängigkeit der schrägen Schnittbedingungen ist mathematisch wie folgt abbildbar:

$$k_1(\theta_0, \varphi_0) = a_1 - a_2 \cdot \cos(2\varphi_0 - 2\theta_0) \quad (7.4)$$

In Bild 7.13 sind die zugehörigen Funktionswerte im θ_0 - φ_0 -Diagramm exemplarisch in einer normierten Darstellung gezeigt.

Einfluss der Anzahl der zu trennenden Fasern

Die Abnahme der experimentell ermittelten Zerspannkraftkoeffizienten, die mit zunehmender Neigung φ_0 der Schneidenebene P_s für fast alle θ_0 in Bild 7.11 zu beobachten ist, ist auf die abnehmende Anzahl der zu trennenden Fasern zurückzuführen. Die Anzahl der zu trennenden Fasern verhält sich dabei proportional zur Anzahl an Fasern, die bei einem bestimmten Winkel φ_0 eine definierte Querschnittfläche in der Schneidenebene P_s durchstoßen. Der höchste flächenbezogene Kraftaufwand, der zum Trennen eines bestimmten Querschnitts erforderlich ist, tritt auf, wenn sich für $\varphi_0 = 0^\circ$ die

maximale Anzahl an Fasern im Querschnitt befindet. Sind im Falle von $\varphi_0 = 90^\circ$ nur wenige Fasern im Querschnitt zu trennen, ist der erforderliche flächenbezogene Kraftaufwand minimal. Zwischen diesen beiden Extremwerten wird die Abhängigkeit der Zerspankraftkoeffizienten von φ_0 wie folgt modelliert:

$$k_2(\varphi_0) = a_1 + a_2 \cdot \cos(2\varphi_0 - a_3) \tag{7.5}$$

Bild 7.14 sind die zugehörigen Funktionswerte im θ_0 - φ_0 -Diagramm exemplarisch in einer normierten Darstellung gezeigt.

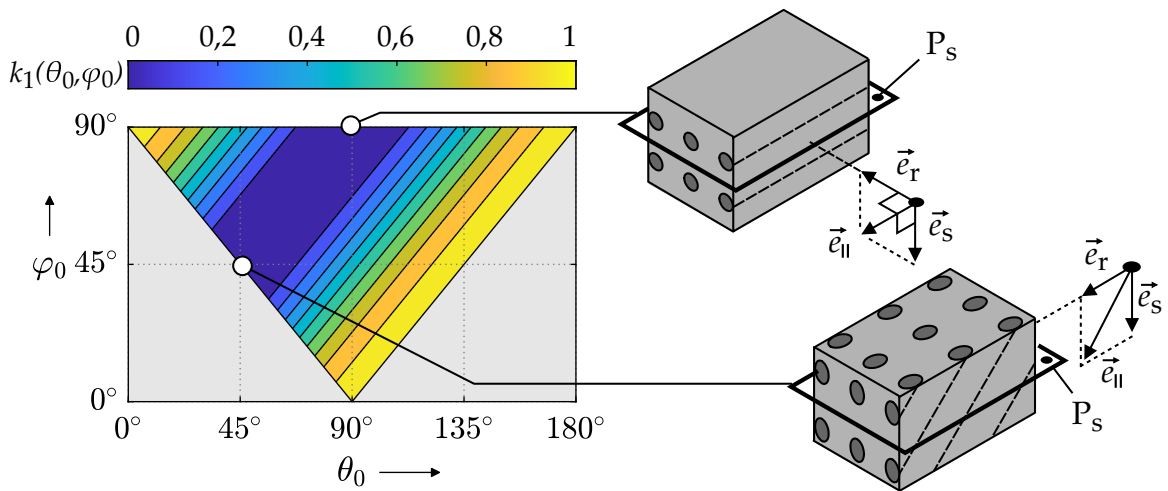


Bild 7.13: Qualitativer Einfluss des räumlichen Trennmechanismus auf die Zerspankraftkoeffizienten bei der FKV-Zerspaltung im schrägen Schnitt Typ II; Funktionswerte $k_1(\theta_0, \varphi_0)$ für $a_1 = 0,5 \text{ N/mm}^2$, $a_2 = 0,5 \text{ N/mm}^2$

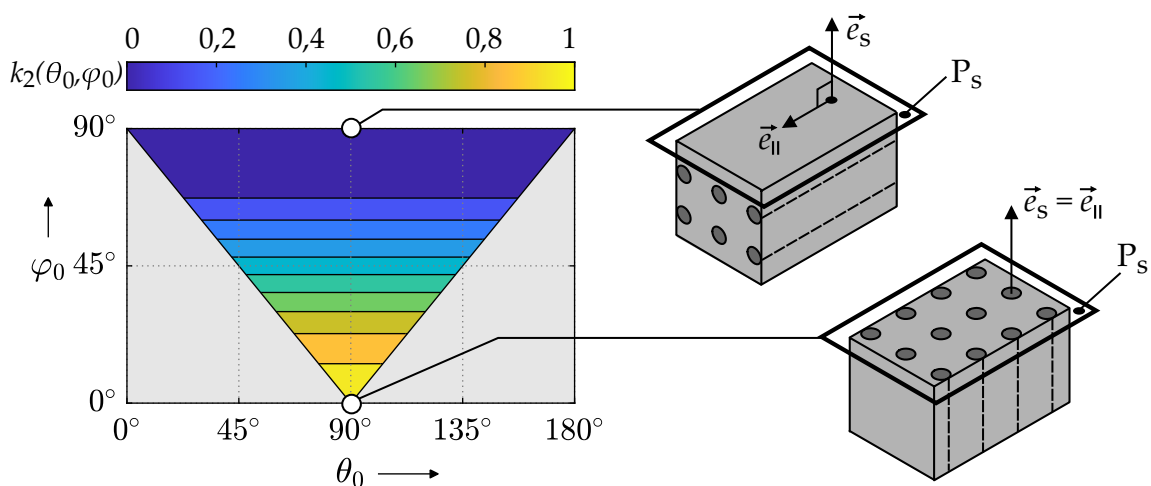


Bild 7.14: Qualitativer Einfluss der Anzahl der zu trennenden Fasern auf die Zerspankraftkoeffizienten bei der FKV-Zerspaltung im schrägen Schnitt Typ II; Funktionswerte $k_2(\varphi_0)$ für $a_1 = 0,5 \text{ N/mm}^2$, $a_2 = 0,5 \text{ N/mm}^2$, $a_3 = 0^\circ$

Kombiniertes Gesamtmodell

Durch die Verknüpfung der beiden Gleichungen Gl. (7.4) und Gl. (7.5) entsteht ein mathematisches Modell der Zerspankraftkoeffizienten, das die beiden zuvor beschriebenen Effekte der FKV-Bearbeitung im schrägen Schnitt Typ II berücksichtigt:

$$K_{\bullet,\circ}^*(\theta_0, \varphi_0) = a_1 \cdot (a_2 - \cos(2\varphi_0 - 2\theta_0)) \cdot (a_3 + \cos(2\varphi_0 - a_4)) + a_5, \quad (7.6)$$

Hierin ist $\bullet \in \{c, n\}$ und $\circ \in \{c, e\}$. Zur Anpassung an gegebene Werkzeug-Werkstoff-Kombinationen stehen mit a_1 bis a_5 zudem fünf Modellparameter zur Verfügung, die mittels nichtlinearer Regression aus Zerspankraftmessungen bestimmt werden können. Die entsprechende Regressionsanalyse kann beispielsweise mit der *Curve Fitting Toolbox* von MathWorks in der Software Matlab durchgeführt werden. Unabhängig von dieser Möglichkeit wird zur Bestimmung der Koeffizienten nichtlinearer Modellfunktionen im Allgemeinen die Methode der kleinsten Fehlerquadrate für nichtlineare Funktionsansätze verwendet. Das resultierende Minimierungsproblem kann entweder mit dem Trust-Region-Verfahren oder dem Levenberg-Marquardt-Algorithmus gelöst werden.

Bild 7.15 zeigt beispielhaft die Funktionswerte der modellierten Schnittkraftkoeffizienten in Normalenrichtung $K_{n,c}$ und Schnittrichtung $K_{c,c}$ sowie die zugehörigen Modellparameter, welche aus der aufgenommenen Zerspankraftdatenbasis bestimmt wurden. Im Vergleich zu den experimentell ermittelten Schnittkraftkoeffizienten in Bild 7.11 ist eine hohe Übereinstimmung festzustellen. Dies wird durch die zugehörigen Korrelationsdiagramme in Bild 7.16 sowohl für die Normalenrichtung (links) als auch die Schnittrichtung (rechts) bestätigt. Die stark positive Korrelation ist in beiden Fällen Ausdruck einer hohen Modellgüte, die sich auch in den Bestimmtheitsmaßen von $R^2 = 0,97$ bzw. $R^2 = 0,96$ widerspiegelt. Es ist daher davon auszugehen, dass der Modellansatz nach Gl. (7.6) die zuvor identifizierten grundlegenden Effekte der FKV-Zerspansung im schrägen Schnitt angemessen abbildet. Die Darstellung der relativen Abweichungen zwischen den modellierten und experimentell ermittelten Schnittkraftkoeffizienten im θ_0 - φ_0 -Diagramm zeigt zudem, dass die Modellungenauigkeit für den Großteil der schrägen Schnittbedingungen unterhalb von 10 % liegt, Bild 7.17. Im Bereich $K_{\bullet,c}^*(105^\circ, 60^\circ)$ mit $\bullet \in \{c, n\}$ unterschätzt das Modell den tatsächlich erforderlichen flächenbezogenen Kraftaufwand allerdings etwas deutlicher. Für $K_{\bullet,c}^*(15^\circ, 75^\circ)$ wird der flächenbezogene Kraftaufwand dagegen überschätzt.

Unter Anwendung des bereitgestellten Modellansatzes aus Gl. (7.6), kann der experimentelle Aufwand zur Ermittlung der Zerspankraftkoeffizienten für eine konkrete Bearbeitungssituationen bei schrägen Schnittbedingungen und mit spezifischer Werkstoff-Werkstoff-Kombination deutlich reduziert werden. Für die Bestimmung der Modellparameter a_1 bis a_5 mittels nichtlinearer Regression sind bereits wenige experimentelle Zerspankraftdaten ausreichend, um eine gute Abschätzung der Zerspankraftkoeffizienten im gesamten Definitionsbereich von θ_0 und φ_0 zu erreichen.

7.2.3 Erweiterung des Zerspankraftmodells

Um das in Kapitel 6 entwickelte Zerspankraftmodell für die Anwendung bei der FKV-Zerspansung mit geometrisch unbestimmter Schneide und beliebigen schrägen Schnittbedingungen zu erweitern, werden die zuvor ermittelten basiswinkelabhängigen

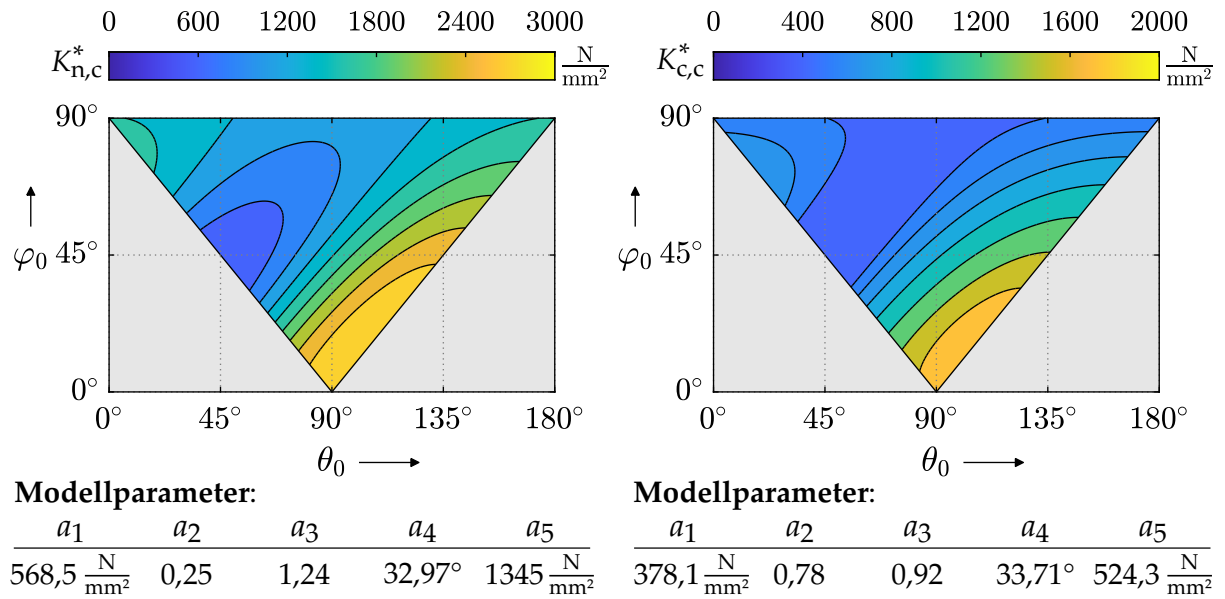


Bild 7.15: Modellierte Anteile des Schnittkraftkoeffizienten in Normalenrichtung $K_{n,c}^*$ (links) und Schnitttrichtung $K_{c,c}^*$ (rechts) bei der FKV-Zerspanung im schrägen Schnitt Typ II

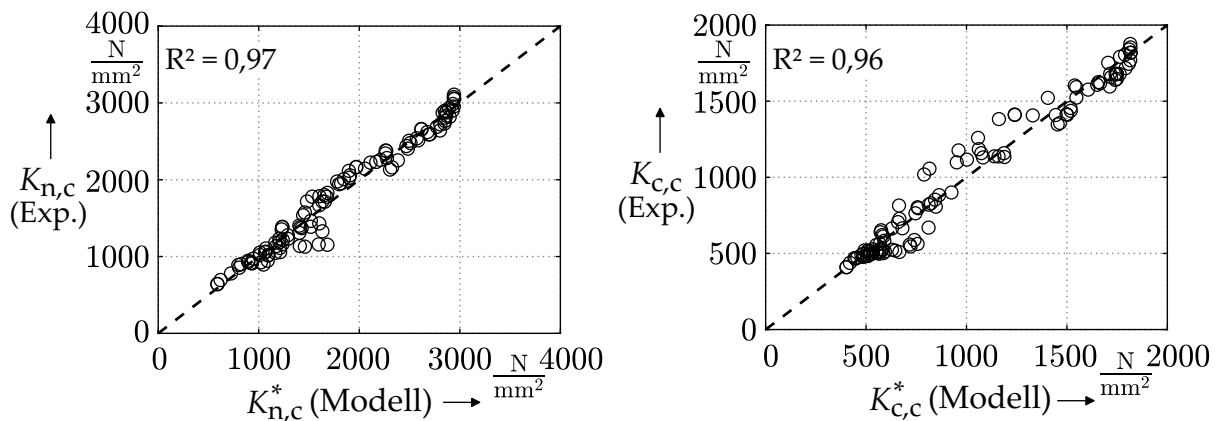


Bild 7.16: Korrelationsdiagramme der experimentell ermittelten und modellierten Schnittkraftkoeffizientenanteile in Normalenrichtung (links) und Schnitttrichtung (rechts)

Schnitt- und Reibkraftkoeffizienten in die Berechnung der elementaren Zerspangkraftanteile $\Delta \vec{F}_{cnt}$ nach Gleichung Gl. (6.56) eingebunden. Die Koeffizienten können hierbei auf zwei unterschiedliche Arten bestimmt sein:

1. Experimentelle Koeffizientenbestimmung - Die Zerspangkraftkoeffizienten werden in Anlehnung an Abschnitt 7.2.1 ausschließlich auf Grundlage umfangreicher Zerspanversuche experimentell bestimmt
2. Modellbasierte Koeffizientenbestimmung - Die Zerspangkraftkoeffizienten werden anhand weniger umfangreicher Zerspanversuche in Kombination mit einer Regressionsanalyse auf Grundlage des Modells aus Gl. (7.6) bestimmt

ZERSPANKRAFTMODELLIERUNG FÜR DIE FKV-BEARBEITUNG IM SCHRÄGEN SCHNITT

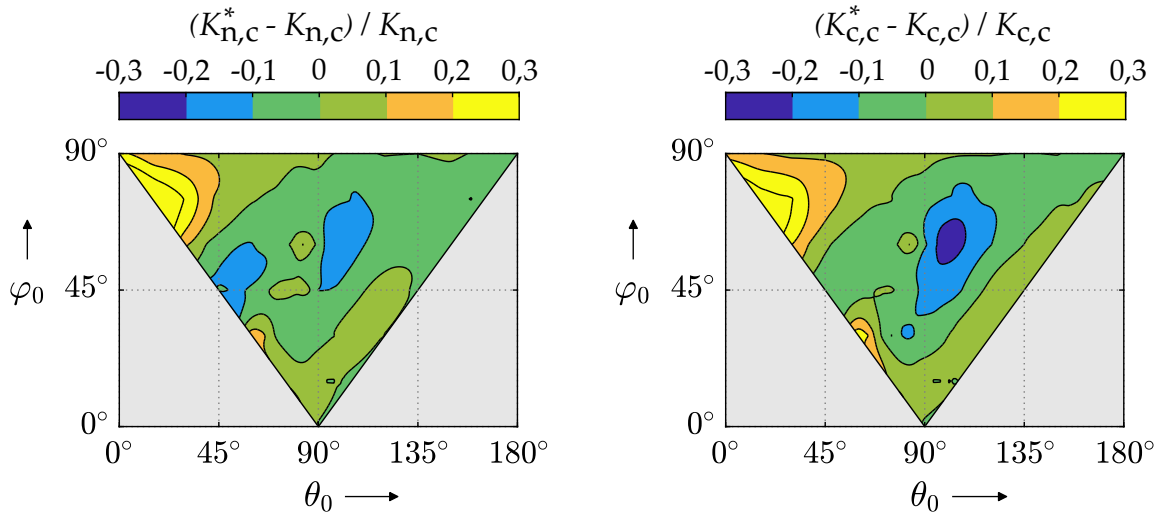


Bild 7.17: Relative Abweichung der experimentell ermittelten und modellierten Schnittkraftkoeffizientenanteile in Normalenrichtung (links) und Schnittrichtung (rechts)

In beiden Fällen ist die Kenntnis der Winkel θ_0 und φ_0 an den einzelnen Schneidenelementen des Werkzeugs erforderlich, um die lokal vorliegenden Zerspankraftkoeffizienten in die Zerspankraftberechnung einfließen zu lassen, Bild 7.18. Nach Gl. (3.1) und Gl. (3.4) werden hierfür u. a. der Einheitsvektor in Schnittrichtung \vec{e}_r und der Einheitsnormalenvektor der Schneidenebene \vec{e}_s benötigt. Diese sind bereits durch die Einheitsvektoren \vec{e}_c und \vec{e}_n im lokalen Koordinatensystem der Schneidenelemente nach Gl. (6.17) und Gl. (6.19) gegeben. Der zusätzlich erforderliche Einheitsvektor der Faserlängsrichtung $\vec{e}_{||}$ ergibt sich im Werkzeugkoordinatensystem ausgehend von der X-Achse $(1 \ 0 \ 0)^T$, in deren Richtung die Vorschubgeschwindigkeit \vec{v}_f ausgerichtet ist. Durch zwei hintereinander ausgeführte Drehungen werden mit $\mathbf{R}_y(\Phi)$ nach Gl. (A.10) und $\mathbf{R}_x(\tau)$ nach Gl. (A.9) zunächst der Faserorientierungswinkel Φ und anschließend die Werkzeugneigung τ berücksichtigt, sodass gilt:

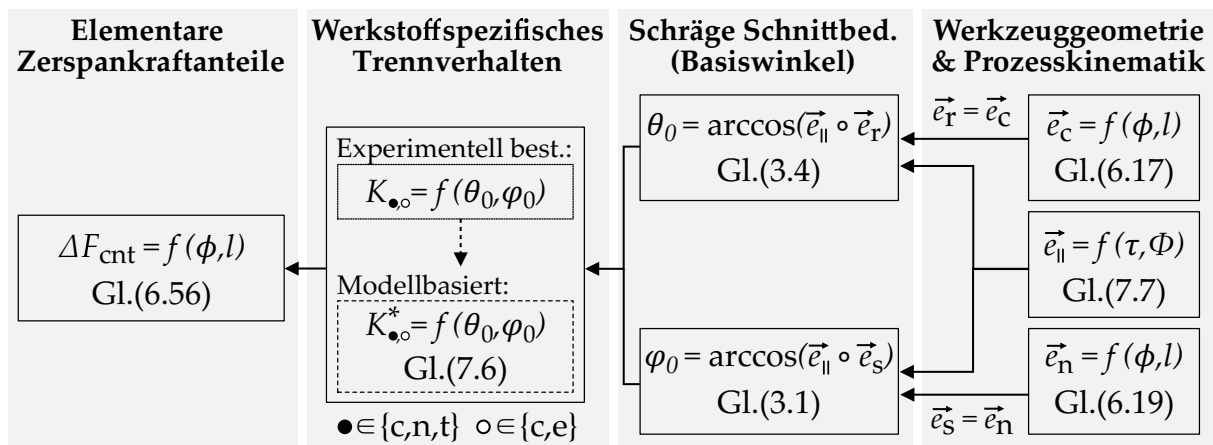
$$\vec{e}_{||} = \begin{cases} (\cos \Phi \ \sin \Phi \sin \tau \ \sin \Phi \cos \tau)^T, & \text{für } \Phi \leq 90^\circ \\ -(\cos \Phi \ \sin \Phi \sin \tau \ \sin \Phi \cos \tau)^T, & \text{für } \Phi > 90^\circ \end{cases} \quad (7.7)$$

Mit der getroffenen Fallunterscheidung und Vorzeichenkonvention ist der Vektor $\vec{e}_{||}$ an der Schnittfläche bzw. Schneidenebene P_s stets in das Werkstück hinein gerichtet, wie in Abschnitt 3.1 gefordert.

Unter Berücksichtigung der funktionalen Zusammenhänge in Bild 7.18 ist die Faserorientierung Φ der einzige Parameter, der bei der Zerspankraftberechnung für FKV-Werkstoffe gegenüber der Berechnung für homogene Werkstoffe zusätzlich auftritt. Die Faserorientierung ist dabei, wie die Werkzeugneigung τ , durch die betrachtete Bearbeitungssituation vorgegeben. Ist die Faserorientierung im CAD-Modell eines zu bearbeitenden Bauteils hinterlegt, lassen sich beide Größen aus den Bahnplanungsdaten ableiten. Handelt es sich bei dem Bauteil um ein multidirektionales Laminat, bestehend aus mehreren UD-Laminatlagen mit unterschiedlichen Faserorientierungen Φ_1 bis Φ_n , werden die Zerspankräfte zunächst für jede UD-Lage gesondert berechnet, bevor die Kräfte der Einzellagen zur Gesamtzerspankraft superpositioniert werden. Das entspre-

chende Vorgehen hat sich bei der Zerspankraftberechnung für das Fräsen [WRA95] und Trennschleifen [Bou+18] multiaxialer FKV-Werkstoffe bewährt.

Wie erwähnt, besitzt das erweiterte Zerspankraftmodell nach Bild 7.18 nur für die FKV-Zerspantung mit geometrisch unbestimmter Schneide uneingeschränkte Gültigkeit. Für die Zerspantung mit definierter Schneide wird auf Basis von Kapitel 3 ein zusätzlicher Einfluss der Schneideneigung λ_s auf das Trennverhalten im schrägen Schnitt erwartet, welcher in der Zerspankraftberechnung berücksichtigt werden muss. Aufbauend auf dieser Arbeit bedarf es für die Modellerweiterung daher der Aufnahme einer geeigneten Zerspankraftdatenbasis unter systematischer Variation von λ_s . Davon abgesehen kann das hergeleitete Zerspankraftmodell übernommen werden. Die Bestimmung des lokalen Neigungswinkels λ_s an den Schneidenelementen des Werkzeugs ist mit den Werkzeugparametern aus Abschnitt 6.1 uneingeschränkt möglich. Zu beachten ist, dass aufgrund der geneigten Schneide tangentielle Drangkräfte an den lokalen Schneidenelementen zu erwarten sind, sodass im Gegensatz zum vorliegenden Fall von $K_{t,c} \neq 0 \text{ N/mm}^2$ und $K_{t,e} \neq 0 \text{ N/mm}^2$ auszugehen ist.



Durch Bearbeitungssituation vorgegeben: τ, Φ

Bild 7.18: Vorgehen zur Erweiterung des Zerspankraftmodells aus Kapitel 6 für die Anwendung bei der FKV-Zerspantung im schrägen Schnitt Typ II

7.3 VALIDIERUNG DES ERWEITERTEN ZERSPANKRAFTMODELLS

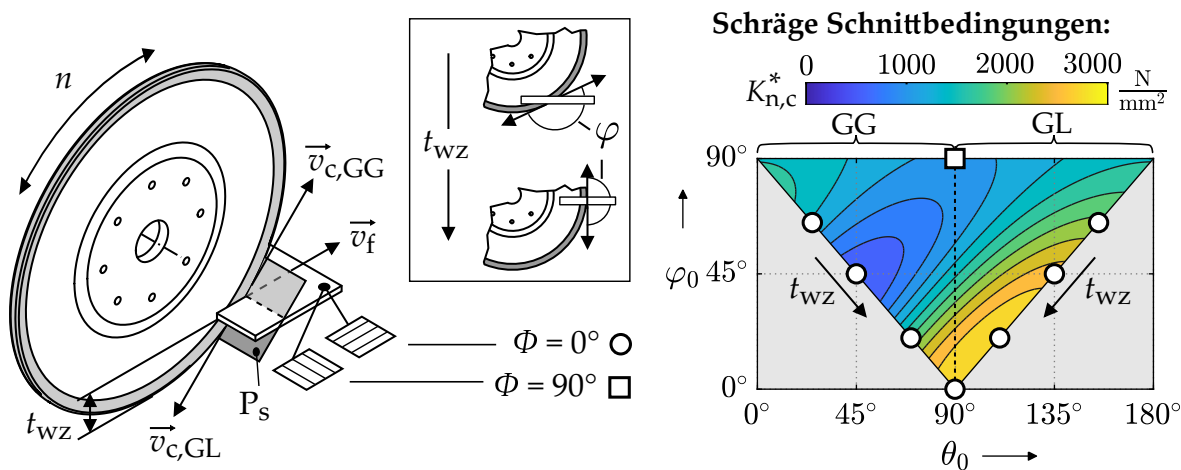
Das auf die Zerspantung von FKV erweiterte Zerspankraftmodell wird anhand von zwei Zerspanversuchsreihen an UD-CFK der Spezifikation *Cytec HTS 977-2-35-12-KHTS-268* (vgl. Tab. 5.3) validiert. Die erste Versuchsreihe wird unter Anwendung des konventionellen Trennschleifens durchgeführt. Die zweite Versuchsreihe unter Anwendung des Curved Circular Cutting. Die dabei gemessenen Zerspankräfte dienen dem Abgleich mit den jeweils simulierten Zerspankraftwerten. Mit dem Ziel, die Gültigkeit und Genauigkeit des Zerspankraftmodells für beliebige schräge Schnittbedingungen zu überprüfen, werden die Schnittbedingungen in den Versuchen systematisch variiert.

Die parallel zu den Versuchen durchgeführte modellbasierte Simulation der Zerspankraft basieren auf dem Zerspankraftmodell nach Gl. (6.58), wobei die darin enthaltenen elementaren Zerspankraftanteile $\Delta \vec{F}_{\text{cnt}}$ gemäß Bild 7.18 bestimmt werden. Für die Berechnung wird eine Schneidenauflösung von $\Delta l = 0,01$ festgelegt. Für die Schnitt-

und Reibkoeffizienten $K_{n,c}$ bzw. $K_{n,e}$ werden die modellierten Koeffizienten nach Bild 7.15 gewählt. Dies ist zulässig, da es sich bei dem verwendeten UD-CFK um den gleichen Werkstoff wie in den Zerspanversuchen zur Aufnahme der Zerspandatenbasis aus Abschnitt 7.1.1 handelt. Zudem wird das gleiche Versuchswerkzeug (Validierungsversuchsreihe 1) bzw. der gleiche Schleifbelag (Validierungsversuchsreihe 2) genutzt. Die Werkzeug-Werkstoff-Kombinationen stimmen entsprechend überein, wodurch die Übertragbarkeit der Zerspandaten auch auf Ebene der Absolutwerte gegeben ist. Die Aufzeichnung der Zerspandaten erfolgt in den Validierungsversuchen mit dem Mehrkomponenten-Dynamometer vom Typ 9257B und der Kraftmesskette aus Bild 5.2.

7.3.1 Validierung beim konventionellen Trennschleifen

Eine schematische Darstellung der konventionellen Trennschleifversuche zeigt Bild 7.19 (links). Die Prozessstellgrößen und das verwendete Versuchswerkzeug sind ebenfalls aufgeführt. Zur Variation der schrägen Schnittbedingungen werden in den Versuchen die Durchtauchtiefe t_{wz} und die Werkzeugdrehrichtung (GL bzw. GG) bei den Faserorientierungen $\Phi = 0^\circ$ und $\Phi = 90^\circ$ gezielt eingestellt. Die resultierenden Eingriffsbedingungen sind bei der geringen Materialstärke ($t_{ws} = 4$ mm) und dem großen Werkzeugdurchmesser ($D = 250$ mm) für alle Durchtauchtiefen allerdings annähernd konstant. Die zugehörigen Eingriffspfade können im θ_0 - φ_0 -Diagramm nach den Ausführungen in Abschnitt 3.2 entsprechend auf diskrete Eingriffspunkte reduziert werden, Bild 7.19 (rechts).



Verfahren: konventionell ($\tau = 0^\circ$) Werkzeug: TS_{0,1} (D602) $t_{ws} = 4$ mm $v_c = 785$ m/min
 Werkzeugdrehrichtung: GL|GG $t_{wz} = 10|35|80|123$ mm $\Phi = 0^\circ|90^\circ$ $v_f = 300$ mm/min

Bild 7.19: Experimentelle Validierung des erweiterten Zerspandatenmodells beim konventionellen Trennschleifen

Die gemessenen und simulierten Zerspandaten F sind in Bild 7.20 in Abhängigkeit des Vorschubrichtungswinkels φ aufgeführt, der unmittelbar aus der Durchtauchtiefe und der Werkzeugdrehrichtung folgt. Übergreifend ist eine hohe Übereinstimmung der Simulations- und Messwerte gegeben. Für die Faserorientierung $\Phi = 90^\circ$ ist dabei ein

annähernd horizontaler Verlauf der Kräfte über φ zu beobachten, Bild 7.20 (links). Dies ist darauf zurückzuführen, dass sich die Schnittbedingungen für die Faserorientierung $\Phi = 90^\circ$ bei Variationen der Durchtauchtiefe und der Werkzeugdrehrichtung nicht ändern. Der Trennvorgang ist in allen Fällen durch die Basiswinkelkombination $\theta_0 = 90^\circ$ und $\varphi_0 = 90^\circ$ beschrieben. Folglich liegen jeweils die gleichen Zerspankraftkoeffizienten vor, Bild 7.19 (rechts). Die über φ feststellbaren minimalen Variationen der Zerspankraft resultieren entsprechend aus der Änderung der geometrischen Eingriffsgrößen wie der Kontaktlänge l_c und des Spanungsquerschnitts A mit der Durchtauchtiefe t_{wz} .

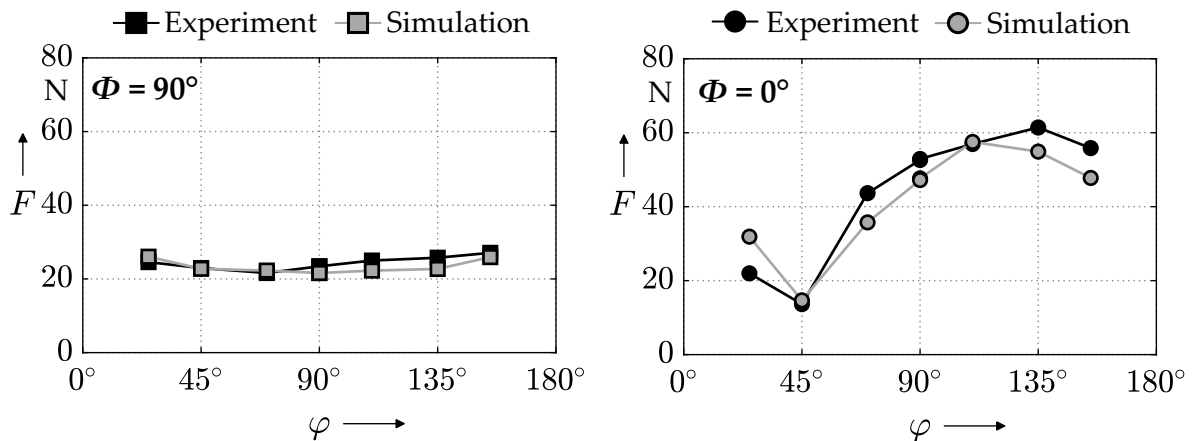


Bild 7.20: Validierung der Zerspankraftberechnung anhand der gemessenen und simulierten Zerspankraftverläufe beim konventionellen Trennschleifen

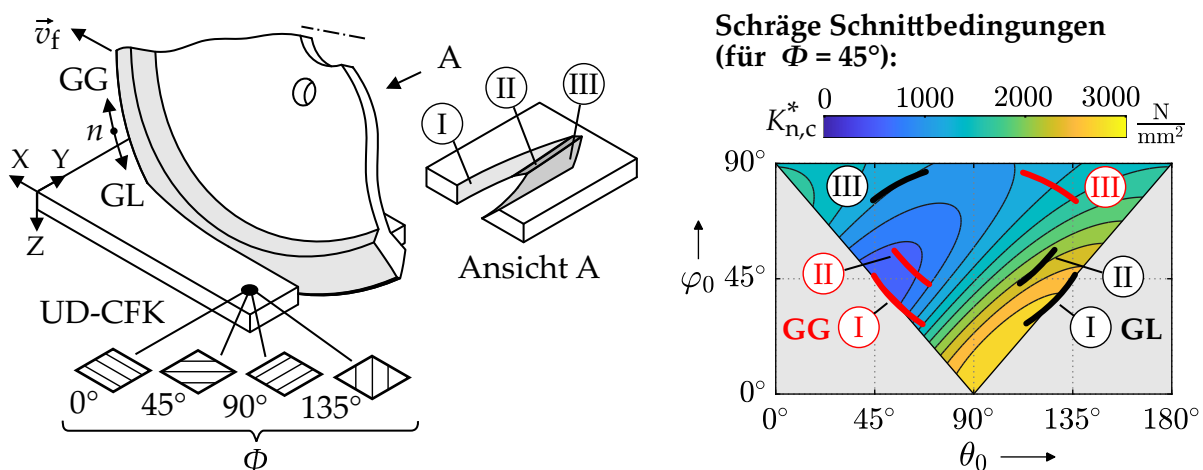
Für die Faserorientierung $\Phi = 0^\circ$ werden durch die Variation der Durchtauchtiefe und der Werkzeugdrehrichtung diskrete Schnittbedingungen des θ -Orthogonalschnitts nachgebildet. Die zugehörigen Eingriffspunkte liegen im θ_0 - φ_0 -Diagramm entsprechend auf der Definitionsbereichsgrenze der Basiswinkel, Bild 7.19 (rechts). Im Gegensatz zur Faserorientierung $\Phi = 90^\circ$ stellen sich daher unterschiedliche Zerspankraftkoeffizienten ein. In der Folge variieren die gemessenen und simulierten Zerspankräfte in Abhängigkeit von φ deutlich.

Auftretende Abweichungen zwischen Messung und Simulation sind einerseits durch Störeinflüsse der Versuchsumgebung und andererseits durch Modellungenauigkeiten zu erklären. So werden die Zerspankraftkoeffizienten in der Umgebung von $K_{\bullet,\circ}^*(25^\circ, 65^\circ)$ durch das Modell tendenziell überschätzt (vgl. Bild 7.17), was zu höheren simulierten Kräften an der Stelle $\varphi = 25^\circ$ führt. Für $K_{\bullet,\circ}^*(70^\circ, 20^\circ)$ tritt im Zerspankraftkoeffizientenmodell zudem der stärkste Gradient auf. In diesem Bereich wirken sich kleine Messfehler bei der Bestimmung der Zerspankraftdatenbasis über die abgeleiteten Zerspankraftkoeffizienten entsprechend stark auf das Zerspankraftmodell und damit auf die Modellvorhersage aus. Dies ist eine mögliche Erklärung für den modellseitig unterschätzten Zerspankraftbedarf im Bereich um $\varphi = 70^\circ$. In den Versuchen, die für $\varphi = 135^\circ$ und $\varphi = 155^\circ$ im Gleichlauf bei geringen t_{wz} durchgeführt werden, ist darüber hinaus eine leichte Zusetzung der Trennscheibe zu beobachten. Es wird vermutet, dass die damit einhergehende verminderte Schneidfähigkeit des Werkzeugs im genannten Winkelbereich zu einer Erhöhung der gemessenen Kräfte gegenüber der Simulation führt. Trotz der festgestellten Abweichungen zeigen die Ergebnisse, dass die Zerspankräfte beim konventionellen Trennschleifen mit dem entwickelten Zerspankraftmodell mit

ausreichender Genauigkeit berechnet und prognostiziert werden können. Anhand der Daten lässt sich zudem erkennen, dass sich beim Einsatz scheibenförmiger Werkzeuge eine Bearbeitung im Gegenlauf vorteilhaft auf die Zerspankraft auswirkt. Insbesondere bei geringen Durchtauchtiefen, die aus Gründen der Zugänglichkeit und Prozessstabilität ohnehin angestrebt werden, können die Kräfte im Gegenlauf gegenüber dem Gleichlauf etwa halbiert werden.

7.3.2 Validierung beim Curved Circular Cutting

Eine schematische Darstellung der Trennschleifversuche, die für das Curved Circular Cutting unter Anwendung der OCC-Verfahrensvariante durchgeführt werden, zeigt Bild 7.21 (links). Die Prozessstellgrößen und das verwendete Versuchswerkzeug sind ebenfalls aufgeführt. Zur Variation der schrägen Schnittbedingungen werden in den Versuchen die Werkzeugdrehrichtung (GL bzw. GG) und die Faserorientierung Φ gezielt eingestellt. Die Durchtauchtiefe wird mit $t_{wz} = 2$ mm konstant gehalten. Bedingt durch die spezielle Werkzeuggeometrie und die Werkzeugneigung τ liegen beim OCC bereits ohne Änderungen der Versuchsbedingungen stark unterschiedliche schräge Schnittbedingungen in der Kontaktzone vor. Dies wird anhand der Eingriffspfade der drei Kontaktzonenbereiche I-III deutlich, die in Bild 7.21 (rechts) beispielhaft für die Faserorientierung $\Phi = 45^\circ$ und beide Werkzeugdrehrichtungen im θ_0 - φ_0 -Diagramm hervorgehoben sind. Die resultierende Variation der Zerspankraftkoeffizienten überlagert sich im Rahmen der Zerspankraftberechnung mit der in Bild 6.11 gezeigten Variation der Spannungsdicke h . Dieser Umstand verdeutlicht die Notwendigkeit eines Zerspankraftmodells, welches auf einer Diskretisierung des Schneidenbereichs beruht und in der Lage ist, die Eingriffsbedingungen in der Kontaktzone mit hoher örtlicher Auflösung abzubilden.



Verfahren: OCC ($\tau = 35^\circ$) Werkzeug: TS_{35,1} (D602) $t_{ws} = 4$ mm $v_c = 785$ m/min
 Werkzeugdrehrichtung: GL|GG $\Phi = 0^\circ|45^\circ|90^\circ|135^\circ$ $t_{wz} = 2$ mm $v_f = 300$ mm/min

Bild 7.21: Experimentelle Validierung des erweiterten Zerspankraftmodells beim OCC mit geometrisch unbestimmter Schneide

Die Ergebnisse der Validierungsversuche sind in Bild 7.22 zusammengefasst. Die Gegenüberstellung der simulierten und gemessenen Zerspankkräfte F im Balkendiagramm bestätigt, dass das erweiterte Zerspankraftmodell auch bei der Anwendung des CCC zuverlässige Vorhersagen für die Zerspankkraft liefert. Aus dem Korrelationsdiagramm geht zudem hervor, dass nicht nur die Gesamtzerspankkraft F , sondern auch die Zerspankkraftanteile in den drei Raumrichtungen F_x , F_y und F_z mit hoher Genauigkeit prognostiziert werden. Signifikante Abweichungen zwischen Messung und Simulation treten ausschließlich für die Faserorientierung $\Phi = 0^\circ$ im Gleichlauf auf. Der im Korrelationsdiagramm deutlich von der Ideallinie entfernte F_z -Datenpunkt weist darauf hin, dass in erster Linie die vertikale Kraftkomponente F_z betroffen ist. Ursächlich ist, wie schon in den ersten Versuchsreihe aus Abschnitt 7.3.1, eine Zusetzung der Trennscheibe, die im vorliegenden Fall allerdings deutlich stärker ausfällt. Die damit einhergehende verminderte Schneidfähigkeit des Werkzeugs führt zu einem deutlich höheren tatsächlichen Zerspankkraftbedarf. Unter Vernachlässigung dieses Sonderfalls wird mit dem Zerspankkraftmodell jedoch insgesamt eine hohe Vorhersagegenauigkeit mit einer mittleren relativen Abweichung von 9 % gegenüber den Messwerten erreicht.

Auf Grundlage der in den Versuchsreihen nachgewiesenen hohen Übereinstimmung der simulierten und gemessenen Zerspankkräfte kann das erweiterte Zerspankkraftmodell für die FKV-Zerspantung mit geometrisch unbestimmter Schneide im schrägen Schnitt Typ II als validiert angesehen werden.

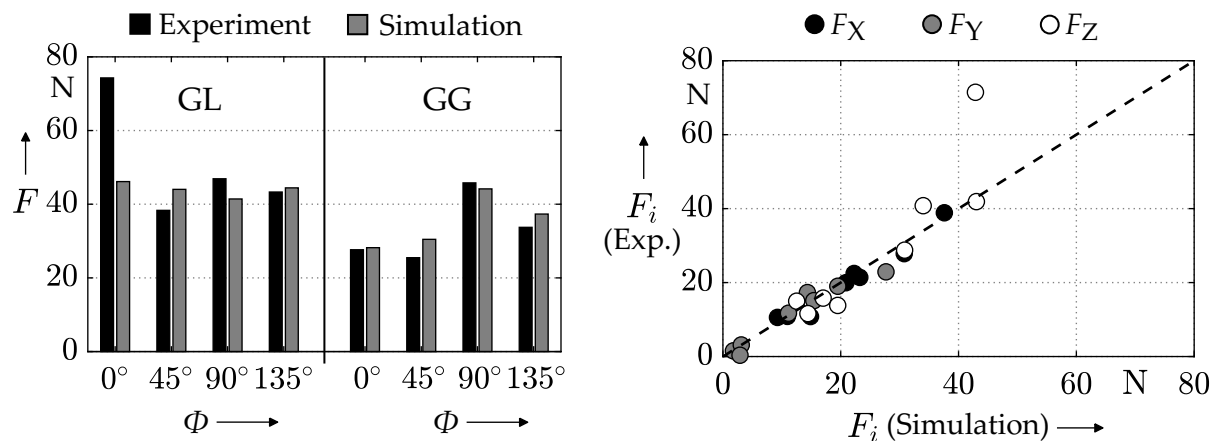


Bild 7.22: Validierung der Zerspankkraftsimulation anhand der gemessenen und simulierten Zerspankkraft(-anteile) beim OCC für unterschiedliche Faserorientierungen

Auf Grundlage der Ergebnisse umfangreicher Zerspanversuche und ergänzender theoretischer Betrachtungen werden in diesem Kapitel technologische Prozessgrenzen des Curved Circular Cutting aufgezeigt. Betrachtet werden hierbei thermische, qualitätsbezogene und anwendungstechnische Aspekte. Die gewonnenen Erkenntnisse werden aufbauend genutzt, um Empfehlungen für die industrielle Anwendung des CCC abzuleiten. Die Ergebnisse zur Verfahrensvariante FEC lassen sich aufgrund der vergleichbaren Eingriffsverhältnisse zudem auf das konventionelle Trennschleifen und Sägen übertragen. Entsprechend erweitern die Untersuchungen auch den allgemeinen Wissensstand zur FKV-Zerspanung mit scheibenförmigen Werkzeugen. Den für die Zerspanversuche verwendeten Versuchsaufbau zeigt Bild 8.1. Die Untersuchungen werden hierbei trocken und ohne Kühlung ausgeführt.

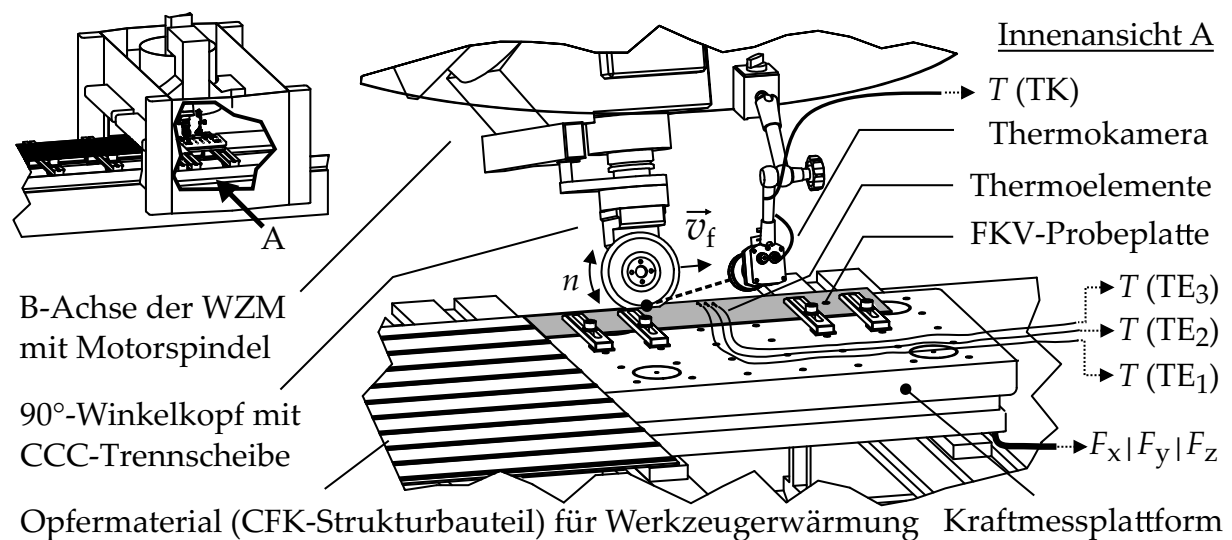


Bild 8.1: Versuchsaufbau zur Identifikation der technologischen Prozessgrenzen bei der CCC-Bearbeitung

8.1 THERMISCHE WERKSTÜCKBELASTUNG

Zur Analyse der bei der CCC-Bearbeitung auftretenden thermischen Werkstückbelastung werden bei der Zerspanung von multiaxialen CFK (*Fibredux 6376C-HTS(12K)-5-35*, vgl. Tab. 5.3) werkstückseitige Temperaturmessungen mit Thermolementen durchgeführt. Anhand der Messdaten wird beurteilt, inwieweit das CCC durch kritische thermische Schädigungen eingeschränkt ist und welche Prozessparameter die Werkstücktemperatur beeinflussen. Die Untersuchungen heben sich insofern von bestehenden Studien ab, als bei der FKV-Zerspanung mit scheibenförmigen Werkzeugen bisher nur werkzeugseitige Temperaturmessungen vorgenommen wurden [Kli16; BSG17].

Tabelle 8.1: Versuchsplan zur Untersuchung der thermischen Werkstückbelastung bei der Umrissbearbeitung mit unterschiedlichen Zerspanverfahren

FAKTOR	KÜRZEL	FAKTORSTUFEN			EINHEIT
Scheibenförmige Werkzeuge					
Werkzeug	-	TS _{0,2}	TS ₁₈	SF ₃₅	-
Verfahrensvariante	-	FEC	OCC		-
Schnittgeschwindigkeit	v_c	1800	3600		m/min
Vorschubgeschwindigkeit	v_f	3000	6000	12 000	mm/min
Vorschubweg	l_f	100	8400		mm
Werkzeugdrehrichtung	-	GL	GG		-
Zylinderförmige Werkzeuge					
Werkzeug	-	Schleifstift	PKD-Fräser		-
Schnittgeschwindigkeit	v_c		800		m/min
Vorschubgeschwindigkeit	v_f		1200		mm/min
Vorschubweg	l_f	100	2400		mm
Werkzeugdrehrichtung	-	GL	GG		-

In den Versuchen werden sowohl CCC-Werkzeuge mit geometrisch bestimmter als auch unbestimmter Schneide eingesetzt. Um die auftretenden Temperaturen darüber hinaus im Vergleich zu anderen üblichen FKV-Zerspanverfahren einordnen zu können, werden ergänzend Vergleichsversuche durchgeführt. Als Referenz dienen ein Trennschleifprozess mit konventioneller Trennscheibe, ein Trennschleifprozess mit Schleifstift und ein Umfangsfräsprozess mit Schafffräser. Die jeweils gewählten bzw. variierten Prozessstellgrößen sind für die unterschiedlichen Verfahren im Versuchsplan in Tabelle 8.1 aufgeführt.

Die thermoelementbasierte Messung der Werkstücktemperatur T_{ws} wird an zwei Messstellen durchgeführt. Die erste Messung erfolgt nach kurzem Vorschubweg an der Messstelle 1, die zweite Messung nach langem Vorschubweg an der Messstelle 2. Auf diese Weise wird überprüft, inwieweit sich die Erwärmung des Zerspanwerkzeugs vor dem Erreichen des stationären thermischen Zustands auf die Werkstücktemperatur auswirkt. Hintergrund ist, dass das Verhältnis von Werkzeug- zu Werkstücktemperatur die Verteilung des Wärmestroms in der Zerspanzone beeinflusst (vgl. Abschnitt 2.2.4). Im Rahmen der Versuche erfolgt die Überwachung der Werkzeugerwärmung anhand des Werkzeugtemperaturverhältnisses $T_{wz}/\max(T_{wz})$, welches aus versuchsbegleitenden Thermokameramessungen bestimmt wird. Die Bildung des Temperaturverhältnisses sowie die Sicherstellung gleichbleibender Versuchsbedingungen ermöglichen es hierbei, auf die exakte Bestimmung des Emissionskoeffizienten ϵ_{TK} zu verzichten. Die Entwicklung der ermittelten Werkzeugtemperaturverhältnisse über den Vorschubweg l_f ist in Bild 8.2 beispielhaft für ausgewählte Parameterkombinationen dargestellt. Es zeigt sich, dass der stationäre Zustand bei allen untersuchten Verfahren nach langem Vorschubweg (Messstelle 2) annähernd erreicht ist. Selbst bei Parameterkombinationen,

für die sich der thermische Gleichgewichtszustand langsamer einstellt als in Bild 8.2, wird der stationäre Zustand an der Messstelle 2 in allen Fällen zu über 80 % erreicht. Bei kurzen Vorschubwegen (Messstelle 1), die in der Literatur bisher üblicherweise untersucht wurden (u. a. [BSG17]), liegt hingegen noch kein thermisches Gleichgewicht vor. Aus den Messdaten geht weiterhin hervor, dass sich die scheibenförmigen Werkzeuge während der Bearbeitung langsamer erwärmen als die zylindrischen Schaftwerkzeuge. Dies ist auf den größeren Werkzeugdurchmesser und das günstige Verhältnis zwischen Eingriffszeit und Abkühlzeit pro Werkzeugumdrehung zurückzuführen, welches sich aus dem kleinen Gesamteingriffswinkel $\Delta\phi$ ergibt.

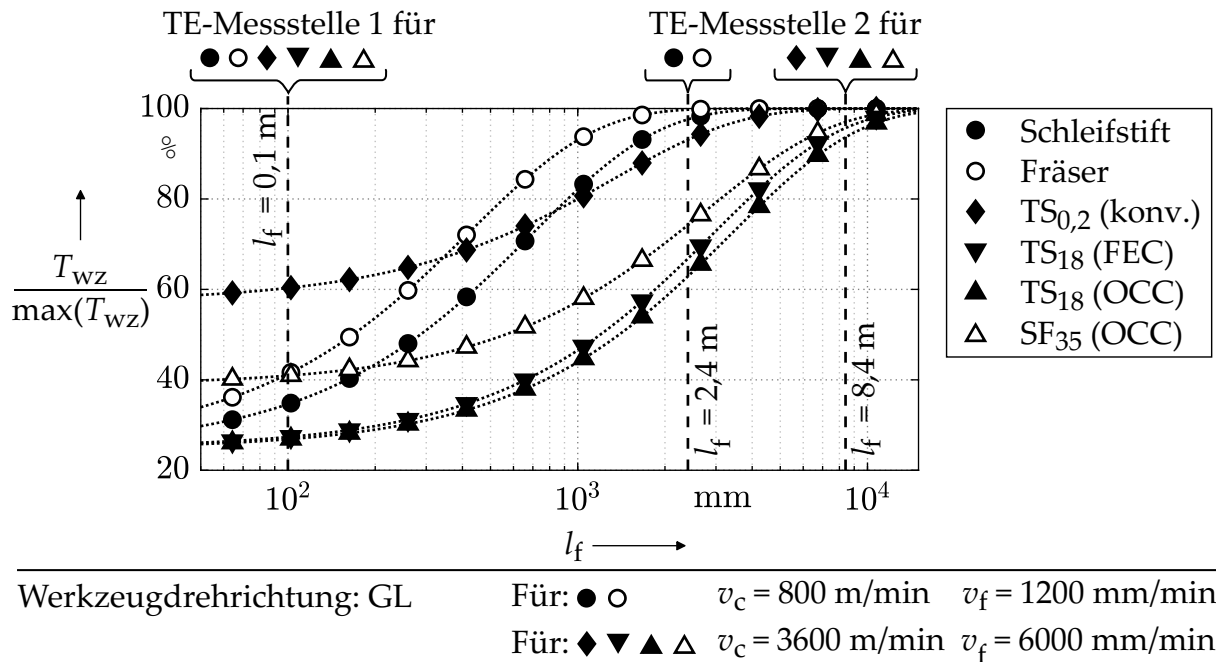
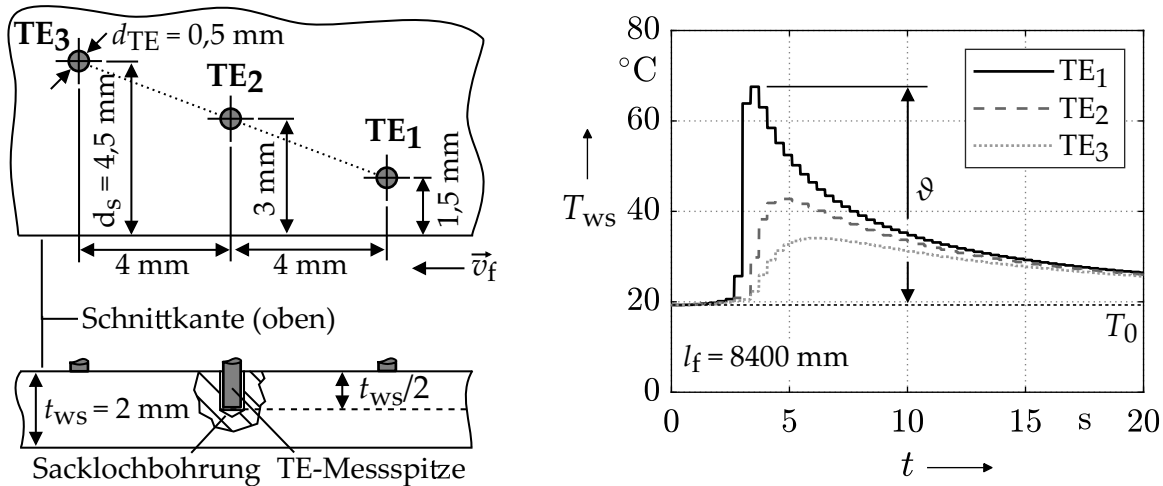


Bild 8.2: Vorschubwegabhängige Erhöhung der relativen Werkzeugtemperatur bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxialgelege mit unterschiedlichen Zerspanverfahren

Die Messung der Werkstücktemperatur erfolgt an den Messstellen 1 und 2 mit jeweils drei Mantelthermoelementen vom Typ 12 J der Fa. TC Mess- und Regeltechnik GmbH und der Messkette aus Bild 5.2. Die Thermoelemente befinden sich hierbei in Sacklöchern. Diese sind mit Wärmeleitpaste gefüllt und leicht versetzt zur Schnittkante angeordnet, Bild 8.3 (links). Durch die gewählte Anordnung sind Rückschlüsse auf die Temperaturverteilung im Werkstück möglich.

Wie von Mehnen in [Meh23] ausführlich beschrieben ist, können die lokalen Thermoelementmessungen in Kombination mit dem Temperaturfeldmodell einer bewegten streifenförmigen Wärmequelle verwendet werden, um das bei der Zerspanung im Werkstück vorliegende Temperaturfeld zu approximieren. Die streifenförmige Wärmequelle repräsentiert hierbei das Zerspanwerkzeug. Sie ist durch die Vorschubgeschwindigkeit v_f , die Wärmestromdichte \dot{q}_q und die Wärmequellenbreite s_q vollständig charakterisiert. In Abhängigkeit der thermischen Werkstückeigenschaften führt der Wärmestrom, der aus \dot{q}_q und s_q resultiert zur Ausbildung des Temperaturfelds im Werkstück. Das Temperaturfeld beschreibt dabei in Abhängigkeit der beiden Koordinaten x und z die Temperaturerhöhung ϑ im Werkstück gegenüber der Umgebungstemperatur T_0 :

$$\vartheta = T_{ws} - T_0,$$



Verfahren: OCC Werkzeugdrehrichtung: GG $v_c = 1800$ m/min $v_f = 3000$ mm/min

Bild 8.3: Thermoelement-Anordnung und Beispielmessung zur Bestimmung der Werkstücktemperaturverteilung in unmittelbarer Nähe zur Schnittkante

Die Koordinate x ist dabei in Vorschubrichtung des Werkzeugs orientiert. Die Koordinate z ist senkrecht zur Schnittkante in das Bauteil hinein gerichtet. Da im vorliegenden Fall ein CFK-MAG mit quasi-isotropem Lagenaufbau und dünner Materialstärke verwendet wird, kann das Temperaturfeld vereinfachend durch das Modell von Jaeger beschrieben werden [Jae42]. Das Modell geht von isotropen Materialeigenschaften aus, sodass der Einfluss der orthotropen thermischen Materialeigenschaften in den unidirektionalen Einzelschichten des MAG im Gegensatz zu dem erweiterten Modell von Mehnen et al. vernachlässigt wird [Meh+19]. Für das Temperaturfeld nach Jaeger gilt:

$$\vartheta(x, z) = \frac{\dot{q}_q}{\pi \cdot k} \int_{x-s_q/2}^{x+s_q/2} \exp\left(-\frac{v_f \cdot \rho \cdot c_p \cdot S}{2 \cdot k}\right) K_0\left\{\frac{v_f \cdot \rho \cdot c_p \cdot \sqrt{S^2 + z^2}}{2 \cdot k}\right\} dS \quad (8.1)$$

Hierin ist $S := x - x'$ die Integrationsvariable, wobei x' die Position des Werkzeugs bzw. der Wärmequelle beschreibt. Weiterhin gehen mit $K_0\{\}$ die modifizierte Bessel-Funktion zweiter Gattung der Ordnung Null sowie die Dichte ρ , die Wärmeleitfähigkeit k und die spezifische Wärmekapazität c_p des Werkstückstoffs ein.

Werden die mit den Thermoelementen gemessenen Temperaturerhöhungen ϑ aus Bild 8.3 (rechts) in Gl. (8.1) vorgegeben, können über die Lösung des inversen Wärmeleitungsproblems die Eigenschaften der Wärmequelle \dot{q}_q und s_q bestimmt werden. In die Berechnung gehen neben den gemessenen Temperaturerhöhungen ϑ auch die jeweils gemessenen Ist-Abstände d_s der Thermoelemente zur Schnittkante ein. Sie entsprechen der z -Koordinate. Die ebenfalls zu berücksichtigende Dichte des verwendeten Versuchsmaterials beträgt $\rho = 1,61$ g/cm³. Die thermischen Eigenschaften des Materials sind hingegen nicht genau bekannt, weshalb sie unter der Annahme von Literaturwerten rechnerisch bestimmt werden, Tabelle 8.2. Sind die Wärmestromdichte \dot{q}_q und die Wärmequellenbreite s_q nach der Lösung des inversen Wärmeleitungsproblems bekannt, kann die Temperaturerhöhung ϑ unter Anwendung von Gl. (8.1) an beliebigen Punkten (x, z) ausgewertet werden. Von besonderem Interesse sind hierbei die maximalen Temperaturerhöhungen, die unmittelbar an der Schnittkante für $z = d_s = 0$ auftreten. In

Tabelle 8.2: Thermische Eigenschaften des verwendeten CFK-MAG Versuchsmaterials Fibredux 6376C-HTS(12K)-5-35

<i>Angenommene Literaturwerte</i>				
Kenngröße	Wert			Quelle
Wärmeleitfähigkeit der Matrix	k_m	0,27	W/(m K)	[Kin10]
Wärmeleitfähigkeit der Faser (in Faserrichtung)	$k_{f\parallel}$	17	W/(m K)	[Kin10]
Wärmeleitfähigkeit der Faser (senkrecht zur Faserrichtung)	$k_{f,\perp}$	1,7	W/(m K)	[Sch07]
Spez. Wärmekapazität der Matrix	$c_{p,m}$	1200	J/(kg K)	[Hin21]
Spez. Wärmekapazität der Faser	$c_{p,f}$	710	J/(kg K)	[Hin21]
<i>Berechnete Werte</i>				
Kenngröße	Wert			Berechnet nach
Wärmeleitfähigkeit der UD-Einzelschicht (in Faserrichtung)	k_{11}	11	W/(m K)	[Kin10]
Wärmeleitfähigkeit der UD-Einzelschicht (senkrecht zur Faserrichtung)	k_{33}	0,75	W/(m K)	[Sch07]
Wärmeleitfähigkeit des CFK-MAG	k	5,9	W/(m K)	[Hin21]
Spez. Wärmekapazität des CFK-MAG	c_p	850	J/(kg K)	[Hin21]

Bild 8.4 sind diese Werte zusammen mit den gemessenen Temperaturerhöhungen für alle betrachteten Verfahren beispielhaft für einen bestimmten Versuchsparametersatz dargestellt. Wie aus den Datenpunkten hervor geht, sind die Temperaturerhöhungen im Werkstück und an der Schnittkante beim Einsatz der scheibenförmigen Werkzeuge erheblich geringer als beim Einsatz der zylinderförmigen Schaftwerkzeuge. Verantwortlich sind einerseits die kurzen Eingriffszeiten und langen Abkühlzeiten der Werkzeuge, die in Verbindung mit dem großen Werkzeugvolumen zu einer langsameren Werkzeug-erwärmung (vgl. Bild 8.2) und geringeren Wärmeströmen Q_{wz} ins Werkstück führen. Zusätzlich verkürzen die höheren Vorschubgeschwindigkeiten v_f das Zeitfenster für den Wärmeübergang in das Werkstück. Im Vergleich zur Umrissbearbeitung mit Schaftwerkzeugen kann die FKV-Zerspanung mit scheibenförmigen Werkzeugen damit aus thermischer Sicht als unkritischer eingestuft werden.

Eine detailliertere Analyse der Prozesstemperaturen bei der Umrissbearbeitung mit scheibenförmigen Werkzeugen erfolgt anhand von Bild 8.5. Dargestellt sind die mittleren gemessenen Temperaturerhöhungen $\bar{\vartheta}$ am ersten Thermoelement TE_1 sowie die mittleren gemessenen Schnittleistungen \bar{P}_c . Die Mittelwertbildung erfolgt dabei jeweils über alle Einzelversuche, die gemäß Tabelle 8.1 für die betrachteten Verfahren durchgeführt werden. Der Einfluss, den die Prozessstellgrößen und der Vorschubweg l_f auf die mittlere Temperaturerhöhung ausüben, ist ergänzend im Effekte-Diagramm in Bild 8.6 aufgeführt. Das Diagramm zeigt die Veränderungen der Temperaturerhöhung

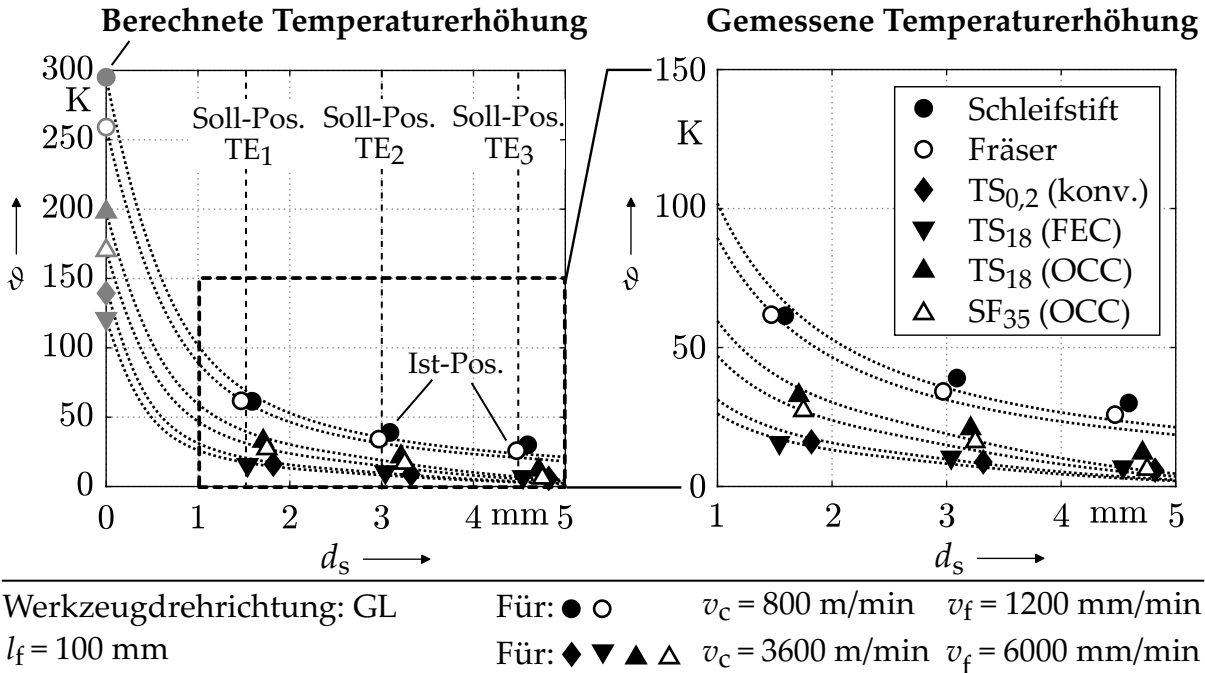


Bild 8.4: Gemessene Temperaturerhöhung im Werkstück und berechnete Temperaturerhöhung an der Schnittkante bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxialgelege mit unterschiedlichen Zerspanverfahren

$\Delta\vartheta$, die sich je nach Wahl der betrachteten Einflussgröße gegenüber dem Mittelwert $\bar{\vartheta}$ aus Bild 8.5 einstellen. Hierbei steht das Symbol \uparrow für die Wahl des Maximalwertes und das Symbol \downarrow für die Wahl des Minimalwertes der jeweiligen Einflussgröße.

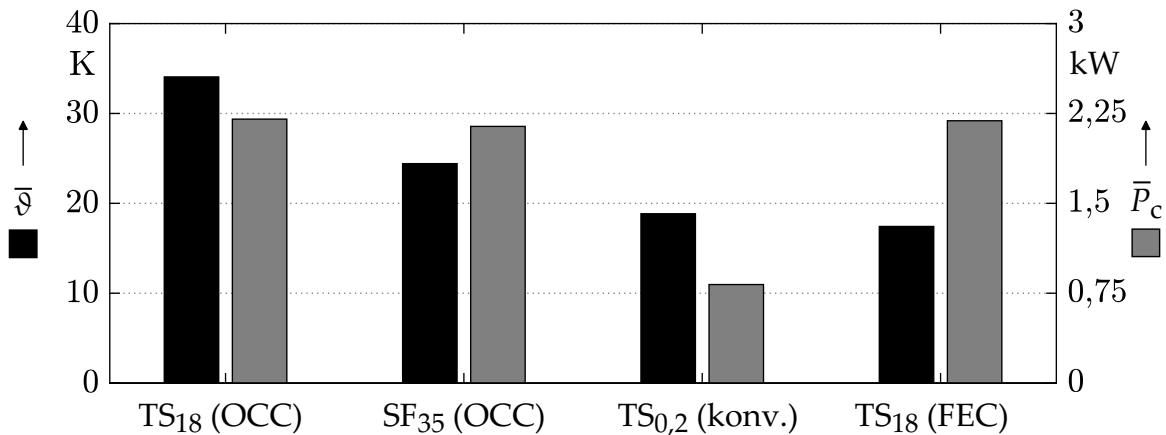


Bild 8.5: Mittlere gemessene Temperaturerhöhung am Thermoelement TE₁ und gemessene Schnittleistung bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxialgelege mit scheibenförmigen Werkzeugen

Aus Bild 8.5 ist ersichtlich, dass beim konventionellen Trennschleifen und bei der Anwendung des FEC insgesamt geringere Temperaturen erreicht werden als beim OCC. Zwar führt der Einsatz eines Werkzeugs mit definierter Schneide beim OCC erwartungsgemäß zu geringeren Temperaturen. Dennoch lässt sich die Temperatur im Werkstück dadurch nicht so weit senken, dass sie das Niveau des FEC erreicht. Die Wahl

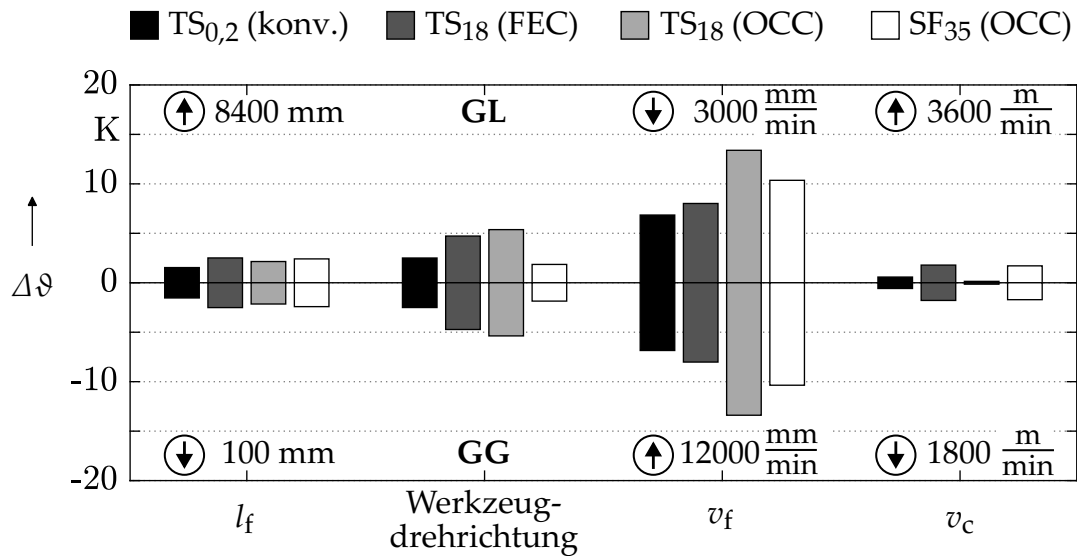


Bild 8.6: Einfluss ausgewählter Prozessparameter auf die gemessene Temperaturerhöhung am Thermoelement TE_1 bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxiallege mit scheibenförmigen Werkzeugen

der CCC-Verfahrensvariante hat folglich einen größeren Einfluss auf die Werkstücktemperatur als die Schneidenausführung des Werkzeugs. Sowohl beim CCC als auch beim konventionellen Trennschleifen wirken sich darüber hinaus die Bearbeitung im Gegenlauf und hohe Vorschubgeschwindigkeiten v_f positiv auf die Werkstücktemperatur aus, Bild 8.6. Wie bereits erwähnt, minimieren hohe v_f hierbei das Zeitfenster für den Wärmeübergang ins Werkstück, sodass die Temperaturerhöhung geringer ausfällt. Die Schnittgeschwindigkeit v_c hat keinen signifikanten Einfluss, was in Übereinstimmung mit den Ergebnissen von Klingelhöller steht [Kli16]. Hinsichtlich des Vorschubwegs l_f ist festzustellen, dass die Temperaturen an der Messstelle 2, d. h. im stationären Zustand, wie erwartet höher ausfallen. Die Differenz zu den Temperaturen an der Messstelle 1 ist jedoch geringer als vermutet.

Die insgesamt geringste thermische Belastung wird bei der Anwendung des FEC erreicht, obwohl aufgrund der höheren Werkzeugbreite B höhere mittlere Schnittleistungen \bar{P}_c als beim konventionellen Trennschleifen vorliegen, Bild 8.5. Die Ursache hierfür liegt in der Werkzeuggeometrie. Die Geometrie des konventionellen Schleifwerkzeugs begünstigt hierbei den Wärmeeintrag ins Bauteil. Der Schneidbereich ist nicht geneigt ($\alpha_1 = 0^\circ$) und liegt unmittelbar an der gefertigten Fläche des Bauteils an. Demgegenüber hat der Schneidbereich bzw. die Kontaktzone beim FEC einen vergleichsweise großen mittleren Abstand zur Schnittkante \bar{d}_s , Bild 8.7 (rechts). Dies ist der konischen Form des verwendeten CCC-Werkzeugs geschuldet. Der bei der Zerspanung entstehende Wärmestrom Q_{wz} dringt somit nicht unmittelbar bis an die Schnittkante vor. Durch die konische Form des Werkzeugs wird das erwärmte Material bei den nachfolgenden Schneideneingriffen zudem abgetragen. Ein direkter Wärmeeintrag ins Bauteil findet beim FEC daher ausschließlich im schmalen Bereich des FEC-Kontaktbogens statt.

Beim OCC führt der tangentielle Kontakt zwischen der konischen Außenfläche des Werkzeugs und dem Werkstück zu einer deutlich größeren Kontaktzone als beim FEC, Bild 8.7 (links). Zudem ist der mittlere Abstand der Kontaktzone zur Schnittkante \bar{d}_s

bei gleichem Neigungswinkel α_1 geringer. Im Vergleich zum FEC werden bei ähnlicher mittlerer Schnittleistung daher höhere mittlere Temperaturerhöhungen im Werkstück erreicht, Bild 8.5.

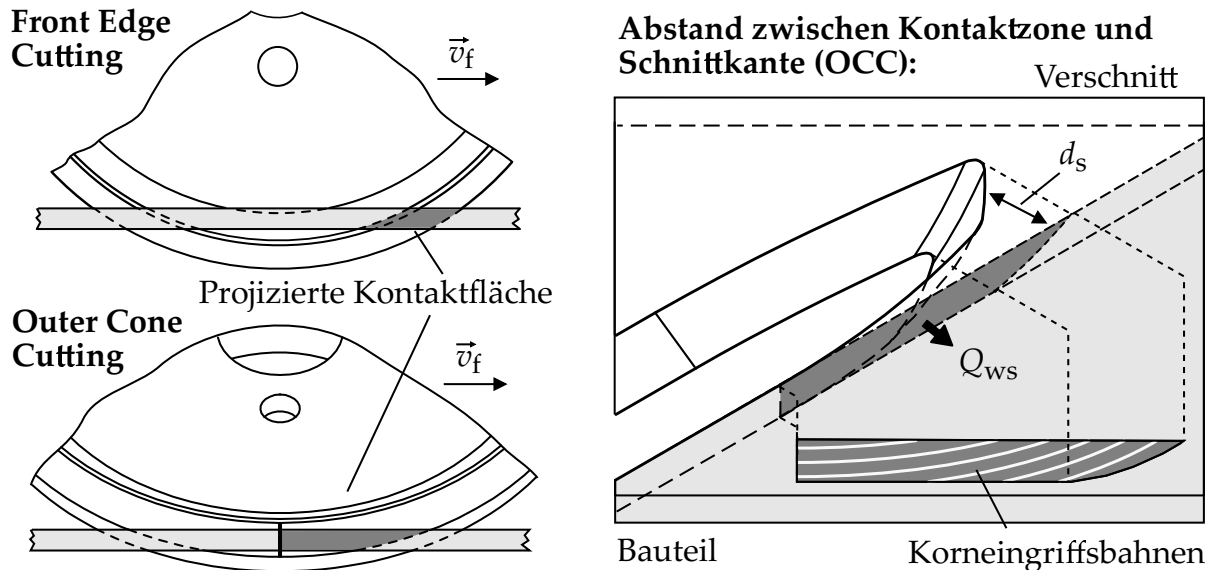
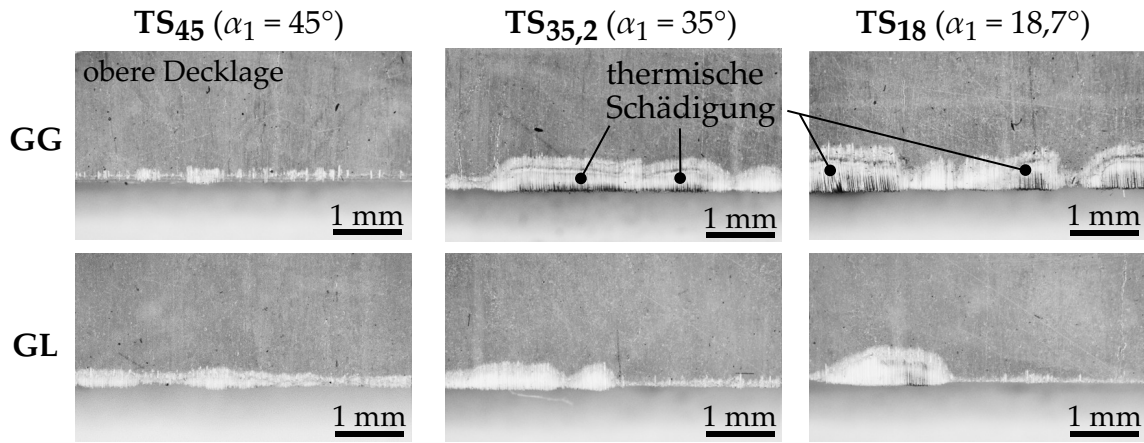


Bild 8.7: Werkzeug-Werkstück-Kontakt im Bereich der Schnittkante in Abhängigkeit der CCC-Verfahrensvariante

Unabhängig von der CCC-Verfahrensvariante verstärken kleine Neigungswinkel α_1 den Wärmeeintrag ins Bauteil, da sich der Abstand d_s zwischen Kontaktzone und Bauteilkante verringert. Die damit einhergehende höhere thermische Belastung des Werkstücks ist in Bild 8.8 exemplarisch für die Zerspanung eines GFK-Geleges mit einer aus thermischer Sicht ungünstigen Parameterkombination dargestellt. Die stärkere Ausprägung der Schädigungen an der oberen Schnittkante im Gegenlauf (GG) ist dem Umstand geschuldet, dass beim OCC alle Korneingriffsbahnen die obere Decklage kreuzen. Beim Schneidenaustritt, berührt ein entsprechend großer Teil der maximal aufgeheizten Schneide die obere Schnittkante. Im Gleichlauf (GL) passieren in Abhängigkeit von der Durchtauchtiefe nur wenige Schneidenbereiche die untere Schnittkante, weshalb die Schädigungen geringer ausfallen. Ein Großteil der aufgeheizten Schneide berührt beim Austritt allerdings die gefertigte Fläche entlang der OCC-Kontaktlinie, was den Wärmeeintrag ins Bauteil begünstigt. Insbesondere bei Anwendung des OCC hat die Wahl der Werkzeugdrehrichtung folglich einen entscheidenden Einfluss, der sich im Effekte-Diagramm zeigt.

8.2 BEARBEITUNGSQUALITÄT

Die mit dem CCC erzielbare Bearbeitungsqualität wird anhand der Makro- und Mikrogeometrie der gefertigten Bauteilkontur bewertet. Die Untersuchung der beiden Aspekte erfolgt getrennt voneinander. Zunächst wird anhand von Zerspanversuchen an multiaxialen CFK der Spezifikation *Fibredux 6376C-HTS(12K)-5-35* (vgl. Tab. 5.3) untersucht, welche Oberflächenrauheiten und Kantenschädigungen auftreten. Die hierbei gewählten und variierten Prozessstellgrößen zeigt der Versuchsplan in Tabelle 8.3. In einem zweiten Schritt wird analysiert, in welchem Maße die Nachgiebigkeiten scheibenförmiger



Verfahren: OCC Werkstoff: GFK (MAG) $v_c = 3600$ m/min $v_f = 3000$ mm/min

Bild 8.8: Thermische Schädigung an der Schnittkante bei der OCC-Bearbeitung von GFK-Multiaxialgelege mit ungünstigen Prozessparametern

Werkzeuge und dünnwandiger FKV-Bauteile die Form- und Maßhaltigkeit bei der Bearbeitung beeinträchtigen. Hierzu werden Biegeberechnungen und Zerspanversuche unter Variation der Bauteilauflaufspannung durchgeführt.

Tabelle 8.3: Versuchsplan zur Untersuchung der Bearbeitungsqualität bei der FKV-Zerspanung mittels Curved Circular Cutting (CCC)

FAKTOR	KÜRZEL	FAKTORSTUFEN				EINHEIT
Werkzeug	-	TS _{35,2}	SF ₃₅		-	
Verfahrensvariante	-	FEC	OCC		-	
Schnittgeschwindigkeit	v_c	1800	3600		m/min	
Vorschubgeschwindigkeit	v_f	3000	6000	9000	12 000	mm/min
Werkzeugdrehrichtung	-	GL	GG		-	

8.2.1 Qualität der gefertigten Fläche

Die durchgeführten Untersuchungen zur Oberflächenqualität zeigen einen merklichen Einfluss der Schneidenausführung, der CCC-Verfahrensvariante und der kinematischen Stellgrößen auf die Rauheit der gefertigten Fläche. Im Folgenden sind die jeweiligen Effekte genauer beschrieben. Die ebenfalls bestehende Abhängigkeit der Rauheit vom Fasertrennwinkel θ bzw. von den Basiswinkeln θ_0 und φ_0 (im Falle schräger Schnittbedingungen) wird an dieser Stelle nicht nochmals explizit betrachtet. Für den entsprechenden Einfluss sei auf die Untersuchungsergebnisse am UD-CFK und die Ausführungen in Abschnitt 7.1.3 verwiesen.

Einfluss der Schneidenausführung

Der Einsatz von Werkzeugen mit geometrisch unbestimmter Schneide führt im Vergleich zu Werkzeugen mit geometrisch bestimmter Schneide erwartungsgemäß zu höheren Oberflächenrauheiten und damit einer schlechteren Qualität. Während beim OCC mit definierter Schneide Rauheiten von $S_a \approx 4 \mu\text{m}$ erreicht werden, liegen die Rauheitswerte mit undefinierter Schneide für die Körnung D427 bei $S_a \approx 20 \mu\text{m}$, Bild 8.9. Grund für die höheren Oberflächenrauheiten im Fall der undefinierten Schneide sind die Eingriffsbahnen der Schleifkörner, die sich auf der gefertigten Fläche abbilden. Von Boudelier et al. wurde beim Trennschleifen mit Schleifstift dabei ein annähernd linearer Zusammenhang zwischen der Oberflächenrauheit S_a und der Korngröße d_K nachgewiesen, Bild 2.15 [Bou+11]. Dieser Zusammenhang konnte durch die Zerspanversuche nach Tabelle 8.3 und ergänzende Versuche mit feinkörnigeren Trennschleifscheiben (D251 und D181) bestätigt werden, Bild 8.9. Aus den ermittelten Daten lässt sich ableiten, dass mit Körnungen im Bereich D107 Oberflächenqualitäten erzielt werden können, die mit den Qualitäten beim Einsatz definierter Schneiden vergleichbar sind. Es kann für die Anwendung daher sinnvoll sein, Trennschleifscheiben mit feinen Körnungen zu belegen. Da feine Körnungen anfälliger für Zusetzungen sind, sollte die Belegung jedoch auf Schneidenbereiche beschränkt werden, die in direktem Kontakt mit der gefertigten Bauteilfläche stehen.

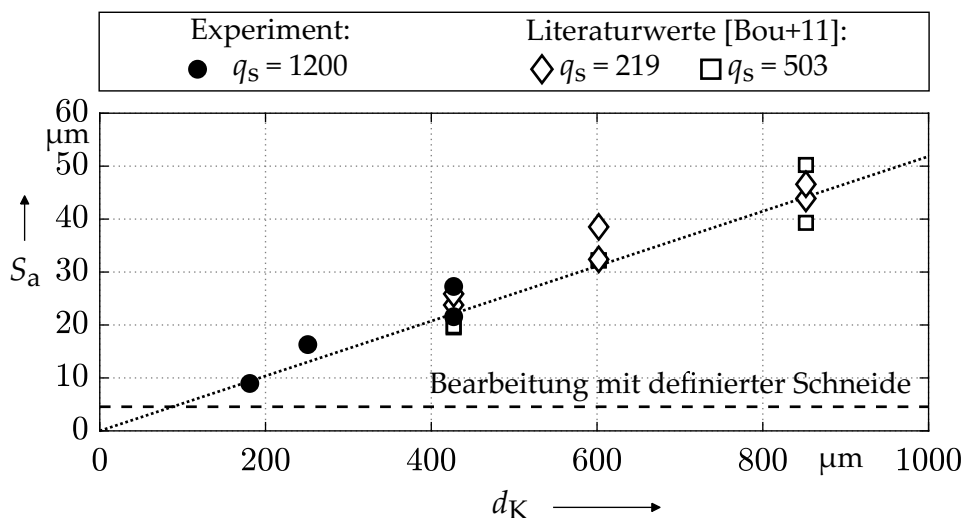


Bild 8.9: Erreichbare Oberflächenrauheiten bei der CFK-Umrissbearbeitung mit geometrisch unbestimmter Schneide für unterschiedliche Korngrößen d_K

Einfluss der CCC-Verfahrensvariante

Der Einfluss der CCC-Verfahrensvariante wird ausschließlich für Werkzeuge mit undefinierter Schneide betrachtet. In Abhängigkeit der Verfahrensvariante ergeben sich unterschiedliche Korneingriffsbahnen, die sich deutlich im Oberflächenprofil der gefertigten Fläche widerspiegeln, Bild 8.10. Beim OCC bilden sich, wie beim Trennschleifen mit Schleifstift, horizontale Riefen. Beim FEC entsteht aus der Überlagerung der bogenförmigen Eingriffsbahnen im vor- und nachfolgenden Schneidenbereich ein Kreuzriefenmuster. Das Oberflächenprofil beim FEC ist entsprechend homogener, weshalb die S_a -

und S_z -Werte im Vergleich zum OCC geringer ausfallen, Bild 8.11 (oben). Zudem sind die Oberflächenrauheiten beim FEC weniger empfindlich von der gewählten Körnung abhängig. Zusätzlich zu den Flächenrauheiten S_a und S_z werden auch die R_z -Werte nach DIN EN ISO 25178-2 (Linienrauheit) der Oberflächen bestimmt. Dies ermöglicht eine detailliertere Analyse der Zusammensetzung des Oberflächenprofils und damit der Heterogenität bzw. Homogenität. Zu diesem Zweck werden die R_z -Werte sowohl längs als auch quer zur Laminat- bzw. Transversalebene P_T gemessen. In Längsrichtung werden zudem auch explizit Laminatlagen vermessen, die unter einem Trennwinkel $\theta \approx 45^\circ$ bearbeitet wurden. Die Ergebnisse dieser Messungen zeigt Bild 8.11 (unten). Beim OCC unterscheiden sich die R_z -Werte längs und quer zum Laminat aufgrund der horizontal verlaufenden Riefen erheblich. Die Rauheiten in Querrichtung sind vielfach höher und sind durch die gewählte Körnung bestimmt. Vergleichbar hohe Rauheiten treten in Längsrichtung ausschließlich in den Laminatlagen auf, die unter dem Trennwinkel $\theta \approx 45^\circ$ bearbeitet werden. In diesen Laminatlagen dominieren die in Bild 7.7 nachgewiesenen Ausbrüche. Beim FEC sind die R_z -Werte wesentlich gleichmäßiger verteilt, was Ausdruck des homogenen Oberflächenprofils ist.

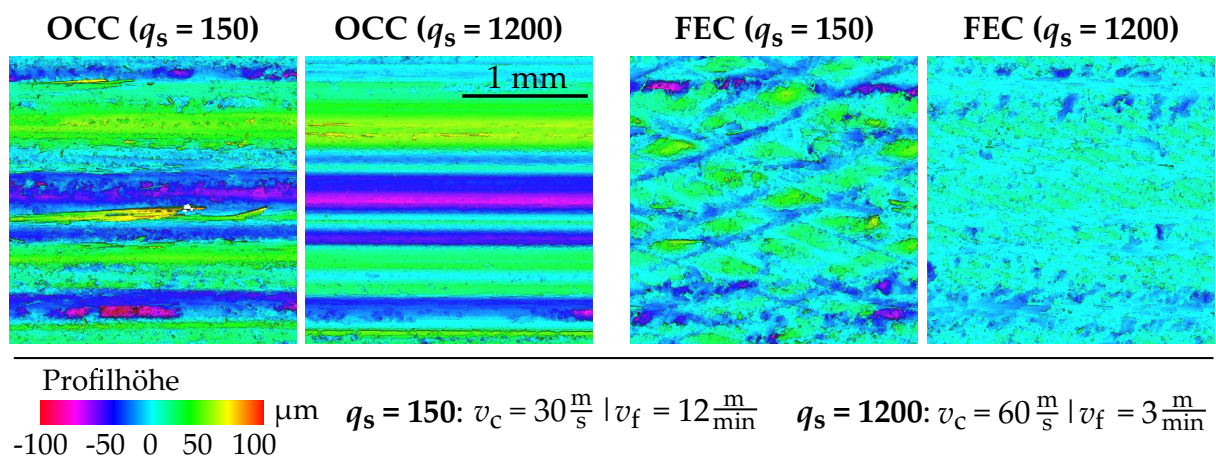


Bild 8.10: Oberflächenprofil der gefertigten Fläche bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxialgelege mittels CCC mit geometrisch unbestimmter Schneide

Einfluss der kinematischen Stellgrößen

Wie die Gegenüberstellung der S_a -Werte in Bild 8.11 (oben) und die Oberflächenprofile in Bild 8.10 zeigen, wirken sich Änderungen des Geschwindigkeitsverhältnisses q_s nur beim FEC nennenswert auf die Oberflächenrauheit aus. Änderung des Geschwindigkeitsverhältnisses beeinflussen hierbei die Überdeckung der Schneideneingriffsbahnen. Steigt das Geschwindigkeitsverhältnis an, nimmt die Überdeckung zu und der Abstand zweier aufeinanderfolgenden Eingriffsbahnen verringert sich in Vorschubrichtung. Im Ergebnis sinkt die Oberflächenrauheit beim FEC. Beim OCC verlaufen die Eingriffsbahnen auf der gefertigten Fläche jedoch in Vorschubrichtung, weshalb sich unterschiedliche Überdeckungen nicht auf das Rauheitsprofil auswirken. Lediglich die Materialausbrüche, die in Laminatlagen bei einem Trennwinkel von $\theta \approx 45^\circ$ auftreten, werden bei niedrigen Geschwindigkeitsverhältnissen begünstigt, Bild 8.11 (unten).

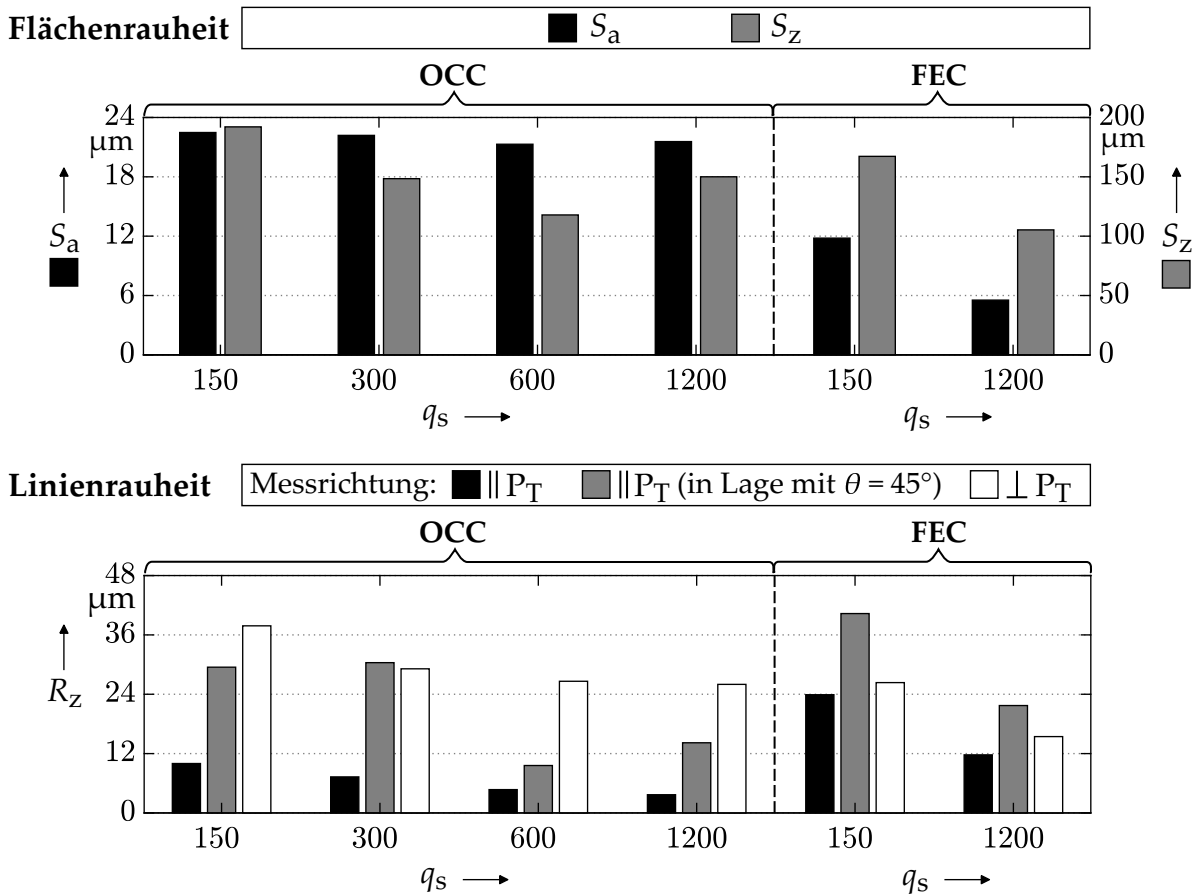


Bild 8.11: Rauheitskenngrößen der gefertigten Fläche bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxiallege mittels CCC mit geometrisch unbestimmter Schneide

8.2.2 Qualität der Schnittkanten

In den Untersuchungen zur Kantenqualität kann ein dominierender Einfluss der CCC-Verfahrensvariante festgestellt werden. Die Anwendung des FEC führt dabei zu höheren Schädigungstiefen l_{dt} und längeren Faserüberständen l_{df} , Bild 8.12 (rechts). Dies ist auf die unterschiedlichen Eingriffsverhältnisse des OCC und FEC unmittelbar an der Schnittkante zurückzuführen. Die Schnittbewegung beim OCC erfolgt hier parallel zum Laminat. Beim FEC weist die Schnittbewegung dagegen in Abhängigkeit der Durchtauchtiefe t_{wz} Anteile senkrecht zum Laminat auf. Diese Anteile begünstigen die Ausweichbewegung und Biegung der nicht abgestützten Fasern an den Laminatdecklagen und führen so zu stärkeren Schädigungen, Bild 8.12 (links). Die Tiefenschädigungen sind hierbei stärker ausgeprägt als die Faserüberstände.

Neben der Abhängigkeit der Kantenschädigungen von der CCC-Verfahrensvariante wird in den Untersuchungen auch eine Abhängigkeit von der Schneidenausführung, der Werkzeugdrehrichtung, dem Fasertrennwinkel in den Decklagen des FKV und den kinematischen Stellgrößen nachgewiesen. Diese Abhängigkeiten sind in den Diagrammen in Bild 8.13 und Bild 8.14 zusammenfassend dargestellt und werden im Folgenden beschrieben. Die Diagramme zeigen dabei die in den OCC- und FEC-Versuchen bestimmten mittleren Schädigungstiefen \bar{l}_{dt} und \bar{l}_{df} auf logarithmischer Skala. Die Mittelung über beide Verfahrensvarianten ist zulässig, da sich die drei genannten Einflussgrößen beim

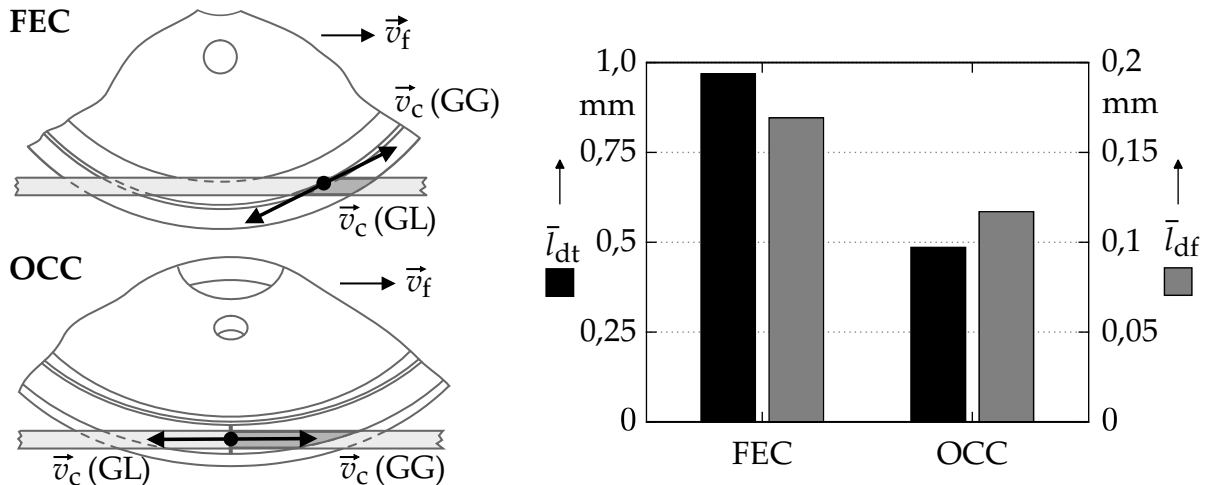


Bild 8.12: Mittlere Tiefenschädigungen und Faserüberstände an der Schnittkante bei der Umrissbearbeitung von CFK-Multiaxialgelege mittels FEC und OCC

OCC und FEC auf qualitativer Ebene ähnlich auf die Kantenqualität auswirken.

Einfluss der Schneidenausführung

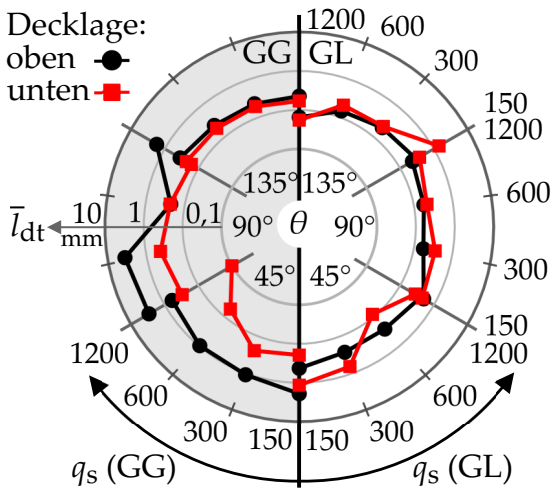
Der Einfluss der Schneidenausführung geht aus Bild 8.13 und Bild 8.14 durch den Vergleich des jeweils rechten und linken Diagramms hervor. In beiden Fällen wird deutlich, dass die Tiefenschädigungen l_{dt} und die Faserüberstände l_{df} bei der Bearbeitung mit undefinierter Schneide gleichmäßig verteilt sind (Bild 8.13 und Bild 8.14, links). Bei der Bearbeitung mit definierter Schneide variieren die Werte von l_{dt} und l_{df} deutlich stärker (Bild 8.13 und Bild 8.14, rechts). Die Bearbeitung mit definierter Schneide hängt demnach empfindlicher von den vorliegenden Zerspanbedingungen ab. Zwar lassen sich unter bestimmten Bedingungen Tiefenschädigungen und Faserüberstände vollständig vermeiden. Mit $l_{dt} > 1$ mm treten allerdings auch durchaus kritische Tiefenschädigungen an den Schnittkanten auf. Hierbei ist zu beachten, dass es kaum möglich ist, Zerspanbedingungen zu finden, bei denen sowohl an der oberen als auch der unteren Schnittkante keine Schädigungen auftreten. Einzige Ausnahme bildet die Bearbeitung im Gegenlauf bei einem Trennwinkel $\theta = 135^\circ$. Da sich der Trennwinkel θ bei der Umrissbearbeitung von FKV-Bauteilen in der Regel ändert, ist beim Einsatz von Werkzeugen mit definierter Schneide eine präzise Einstellung des Prozesses erforderlich, um kritische Kantenschädigungen zu vermeiden. Die Bearbeitung mit geometrisch unbestimmter Schneide ist in dieser Hinsicht einfacher zu handhaben. Schädigungen an der Schnittkante lassen sich zwar kaum vollständig vermeiden. In den meisten Fällen sind die Schädigungstiefen und die Faserüberstände jedoch so gering, dass sie durch den nachträglichen obligatorischen Kantenbruch vollständig entfernt werden. Die auftretenden Kantenschädigungen sind daher im Allgemeinen unkritisch und können akzeptiert werden. Die Bearbeitung mit undefinierter Schneide ist folglich in vielen Fällen vorteilhaft.

Einfluss der Werkzeugdrehrichtung

Der Einfluss der Werkzeugdrehrichtung wird innerhalb der Einzeldiagramme in Bild 8.13 und Bild 8.14 durch den Vergleich der jeweils linken und rechten Diagrammhälften

deutlich. Hierbei zeigt sich, dass Tiefenschädigungen und Faserüberstände im Gleichlauf (rechte Halbebene) vorwiegend an der unteren Decklage auftreten. Im Gegenlauf (linke Halbebene) sind die Schädigungen dagegen an der oberen Decklage stärker ausgeprägt. Insbesondere bei der Bearbeitung mit definierter Schneide sind diese Effekte zu beobachten. Die Kantenschädigungen konzentrieren sich folglich auf der Seite des Werkzeugaustritts. Auf der Seite des Werkzeugeintritts sind geringere oder keine Schädigungen zu beobachten. Dies deckt sich u. a. mit Untersuchungsergebnissen von Schneider und Geis beim Sägen von FKV [Sch+16; Gei17]. Ursächlich ist der transversale Anteil der Schnittbewegung, der sich beim Einsatz scheibenförmiger Werkzeuge in der Zerspanszone nicht gänzlich vermeiden lässt. Hierdurch werden die Fasern beim

Geometrisch unbestimmte Schneide:



Geometrisch bestimmte Schneide:

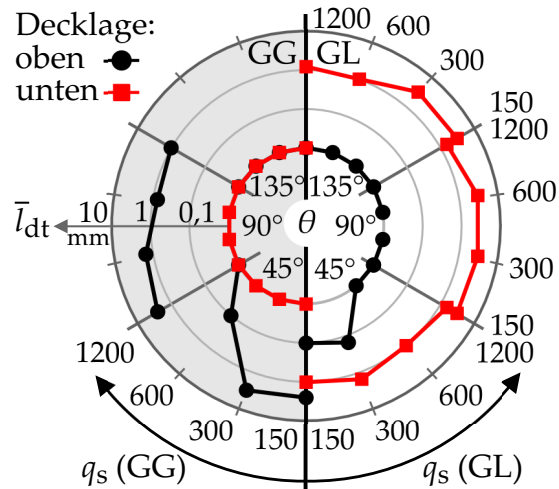
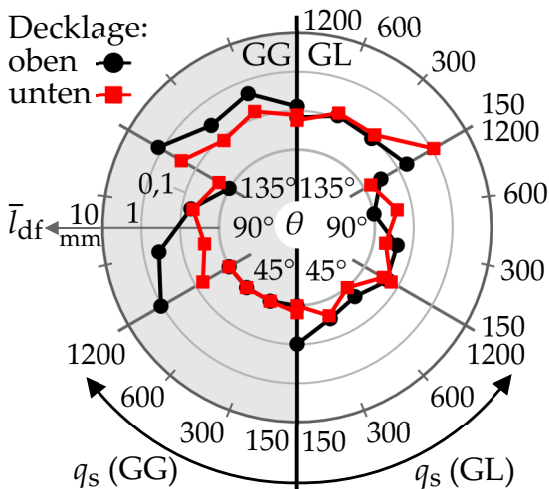


Bild 8.13: Mittlere Tiefenschädigungen an der oberen und unteren Decklage beim CCC von CFK-Multiaxialgelege mit undefinierter Schneide (links) und definierter Schneide (rechts); Werte aus Versuchen zum FEC und OCC gemittelt

Geometrisch unbestimmte Schneide:



Geometrisch bestimmte Schneide:

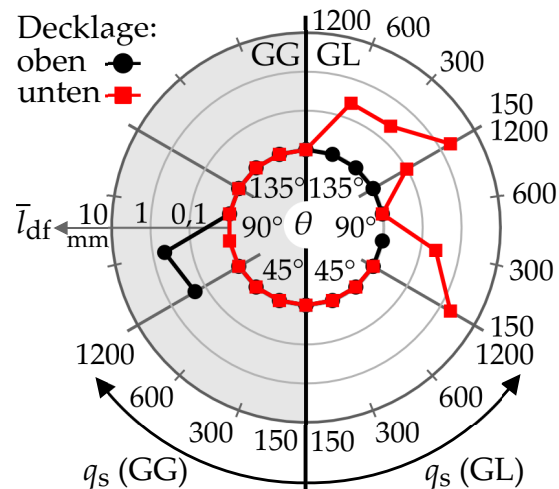


Bild 8.14: Mittlere Faserüberstände an der oberen und unteren Decklage beim CCC von CFK-Multiaxialgelege mit undefinierter Schneide (links) und definierter Schneide (rechts); Werte aus Versuchen zum FEC und OCC gemittelt

Schneidenaustritt an den Decklagen entgegen des Laminats belastet. Die Fasern sind in dieser Richtung nicht abgestützt und weichen den Werkzeugschneiden aus. Dies führt zu hohen Biegebeanspruchungen an den Fasern und in der Folge zu den beobachteten Kantenschädigungen. Eine Minimierung der Schädigungen ist durch die Verringerung der Durchtauchtiefe t_{wz} möglich, da der Austrittswinkel flacher wird und der transversale Anteil der Schnittbewegung abnimmt. Zur vollständigen Vermeidung von Kantenschädigungen kann eine Bearbeitung mit definierter Schneide im Gegenlauf mit einem Vorritzprozess kombiniert werden (vgl. Abschnitt 2.2.4). Durch das Vorritzen der Fasern an der leicht zugänglichen oberen Decklage, kann dort die Entstehung von Tiefenschädigungen und Faserüberständen unterbunden werden [Hin+16].

Einfluss des Fasertrennwinkels

Der Einfluss des Fasertrennwinkels der FKV-Decklagen auf die Kantenqualität zeigt sich in den Diagrammen von Bild 8.13 und Bild 8.14, wenn man den dargestellten Datenpunkten vom tiefsten zum höchsten Punkt des Diagramms folgt. Von unten beginnend werden im Uhrzeigersinn (GG) und gegen den Uhrzeigersinn (GL) je drei Abschnitte des Trennwinkels θ durchlaufen. In Übereinstimmung mit den Ergebnissen von Geis zeigt sich, dass Tiefenschädigungen verstärkt für Trennwinkel von $\theta = 45^\circ$ und 90° auftreten, während Faserüberstände in den Fällen $\theta = 90^\circ$ und 135° stärker ausgeprägt sind [Gei17]. Bei der Verwendung von Werkzeugen mit definierter Schneide ist zudem ein eindeutiger Zusammenhang zwischen dem initialen Fasertrennwinkel in der Decklage und der Länge der maximalen Faserüberstände nachweisbar. Dieses Verhalten ist vom Fräsen von FKV bekannt und wurde u. a. von Hintze et al. beschrieben [HH13]. Es ist zu erwähnen, dass für die Auswertung vereinfachend angenommen ist, dass die Schnittbewegung an der Schnittkante aufgrund der gering gewählten Durchtauchtiefe $t_{wz} = 2 \text{ mm}$ in der Laminat- bzw. Transversalebene P_T stattfindet. Im Bereich der Schnittkante werden folglich die Bedingungen des θ -Orthogonalschnitts unterstellt, sodass $\theta_0 = \theta$ gilt und der Schneideneingriff durch θ vollständig beschrieben ist. Zusätzlich sei darauf hingewiesen, dass der Fasertrennwinkel $\theta = 0^\circ$ in den Diagrammen nicht dargestellt ist, da für diesen Fall erwartungsgemäß keine signifikanten Schädigungen an der Schnittkante auftreten.

Einfluss der kinematischen Stellgrößen

Der Einfluss der kinematischen Stellgrößen v_c und v_f bzw. des Geschwindigkeitsverhältnisses q_s ist durch den Verlauf der vier Datenpunkte beschrieben, die zu jedem Trennwinkel θ in den Diagrammen in Bild 8.13 und Bild 8.14 aufgeführt sind. Hierbei wird deutlich, dass höhere Geschwindigkeitsverhältnisse die Kantenqualität tendenziell verbessern. Ursächlich ist, dass die Spannungsdicke h mit q_s abnimmt, sodass kleinere Materialpartikel abgetragen werden müssen und geringere Kräfte an den einzelnen Fasern wirken. Die Länge der Faserüberstände l_{df} wird dabei stärker von q_s beeinflusst als die Länge der Tiefenschädigung l_{dt} . Zur Minimierung der Kantenschädigung sind daher hohe Schnittgeschwindigkeiten und geringe Vorschubgeschwindigkeiten zu bevorzugen. Es konnte jedoch auch festgestellt werden, dass die Tiefenschädigungen stärker ausgeprägt sind, wenn ein bestimmtes Geschwindigkeitsverhältnis durch höhere Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten erreicht wird.

8.2.3 Form- und Maßhaltigkeit der Kontur

Form- und Maßabweichungen an einer Bauteilkontur entstehen bei der Umrissbearbeitung u. a. durch prozesskraftinduzierte Verformungen des Werkstücks oder Werkzeugs. Bei der Bearbeitung dünnwandiger FKV-Leichtbaustrukturen mit scheibenförmigen Werkzeugen sind solche Verformungen vor allem senkrecht zur Scheibenebene (werkzeugseitig) und senkrecht zur Bauteilebene (werkstückseitig) zu erwarten. Die Steifigkeit der beiden dünnwandigen Strukturen ist in diesen Richtungen besonders gering. Ausgehend von der konventionellen Werkzeug-Werkstückorientierung (d. h. $\tau = 0^\circ$) führt die wirkende Passivkraft F_p zu einer Abdrängung des Werkzeugs w_w senkrecht zur Bauteilkontur. Die Vorschubnormalkraft F_{fN} bewirkt gleichzeitig eine Durchbiegung des Bauteils w_b senkrecht zu seiner Oberfläche. Abhängig von der Werkzeuggeometrie können dadurch ebenfalls Abweichungen senkrecht zur Bauteilkontur entstehen. Im ungünstigsten Fall wird das Material nicht vollständig getrennt, wenn die Durchbiegung mit $w_b > t_{wz}$ die eingestellte Durchtauchtiefe übersteigt. Die Neigung τ des Werkzeugs führt beim FEC und OCC zu einer Überlagerung der beiden Effekte. Um unzulässige Konturfehler bei der Bearbeitung zu vermeiden, ist daher auf den Einsatz ausreichend biegesteifer Scheibenwerkzeuge und eine geeignete Bauteilaufspannung mit ausreichender Materialabstützung entlang der Schnittkante zu achten.

Einfluss der Werkzeugsteifigkeit

Die bei gegebener Passivkraft F_p auftretende Verformung w_w scheibenförmiger Werkzeuge kann über die Durchbiegung von Kreisringplatten unter Einzellast abgeschätzt werden, die nach Reiner und Boedo durch Gl. (8.2) berechenbar ist [Rei29; BP98]. Die Biegesteifigkeit der Kreisringplatte hängt dabei entscheidend vom Verhältnis des Werkzeugdurchmessers D zur Breites des Werkzeuggrundkörpers B_g ab.

$$w_w = F_p \cdot \frac{3 \cdot (1 - \nu^2)}{2\pi \cdot E} \cdot \frac{D^2}{B_g^3} \quad (8.2)$$

Das D/B -Verhältnis steht damit in Analogie zum bekannten L/D -Verhältnis, welches die Steifigkeit und Durchbiegung von Schaftwerkzeugen unter Einfluss der wirkenden Radialkraft F_r bestimmt:

$$w_w = F_r \cdot \frac{64}{3\pi \cdot E} \cdot \frac{L^3}{D^4} \quad (8.3)$$

Die bei üblichen Schaftfräsern aus Hartmetall ($E_{HM} \approx 600 \text{ GPa}$) resultierenden Abdrängungen sind in Bild 8.15 (rechts) für zwei Bearbeitungsbedingungen bei einem Werkzeugdurchmesser von $D = 8 \text{ mm}$ exemplarisch gezeigt. Hierbei wird durch die Kombination einer hohen Radialkraft $F_r = 300 \text{ N}$ mit einem hohen L/D -Verhältnis, eine obere Grenze üblicher Werkzeugabdrängungen abgeschätzt. Zur Abschätzung der unteren Grenze wird analog eine geringe Radialkraft $F_r = 100 \text{ N}$ mit einem geringen L/D -Verhältnis kombiniert. Auf Basis dieser Annahmen liegt die zu erwartende Abdrängung für HM-Schaftwerkzeuge im Bereich $w_w \approx 1 \mu\text{m}$ bis $50 \mu\text{m}$.

Es wird angestrebt, den resultierenden Konturfehler beim Einsatz scheibenförmiger Werkzeuge in einem ähnlichen Bereich zu halten. Die dafür erforderliche Grundkörperbreite B_g kann für den Werkzeugdurchmesser $D = 100$ mm anhand der Kurvenschar in Bild 8.15 bestimmt werden. Die Kurven repräsentieren hierbei unterschiedliche Passivkräfte F_p , die bei der Anwendung des CCC üblich sind. Die Kräfte sind dabei u. a. von der Materialstärke t_{ws} , der Werkzeugneigung τ und der Konturkrümmung R_k abhängig und erreichen bei der Fertigung kleiner konvexer Konturradien mit dem OCC die höchsten Werte. Bei der Anwendung des FEC sowie des konventionellen Trennschleifens treten in Abhängigkeit von der Werkzeuggeometrie nur geringe oder keine Passivkräfte auf. Der Grundkörper von Werkzeugen, die für das OCC genutzt werden, sollte daher im Allgemeinen breiter ausgeführt sein. Insgesamt sind die zu einer ähnlichen Abdrängung führenden Prozesskräfte bei der Umrissbearbeitung mit scheibenförmigen Werkzeugen erheblich niedriger als bei der Bearbeitung mit Schaftwerkzeugen. Dies ist auf den geringeren E-Modul des meist verwendeten Stahlgrundkörpers ($E_{\text{Stahl}} \approx 200$ GPa) und die weniger kompakte Form der scheibenförmigen Werkzeuge zurückzuführen.

Es ist zu beachten, dass die Abschätzung der Abdrängung scheibenförmiger Werkzeuge auf Grundlage der Gl. (8.2) von Grundkörpern einheitlicher Breite ausgeht. Die CCC-Werkzeuge sind im Bereich der Nabe und im Schneidenbereich jedoch in der Regel breiter ausgeführt. Beides bewirkt eine Versteifung des Werkzeugs. Die tatsächliche Verformung eines CCC-Werkzeugs mit dem Durchmesser $D = 100$ mm fällt in der Anwendung daher geringer aus, als die Kurvenschar in Bild 8.15 andeutet. Auf Grundlage der dargestellten Abschätzung wird für CCC-Werkzeuge mit $D = 100$ mm dennoch eine Grundkörperbreite von $B_g \geq 2,5$ mm empfohlen. Ausgehend von diesem Wert können die Mindestbreiten für andere Werkzeugdurchmesser über das in Gl. (8.2) auftretende Verhältnis $\frac{D^2}{B_g^3}$ bestimmt werden.

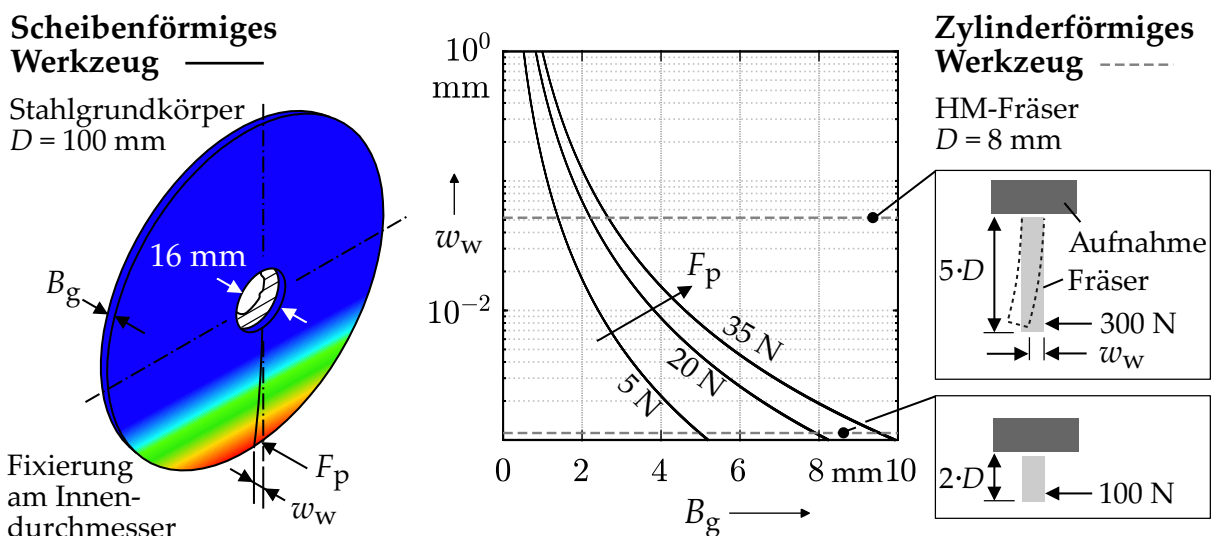


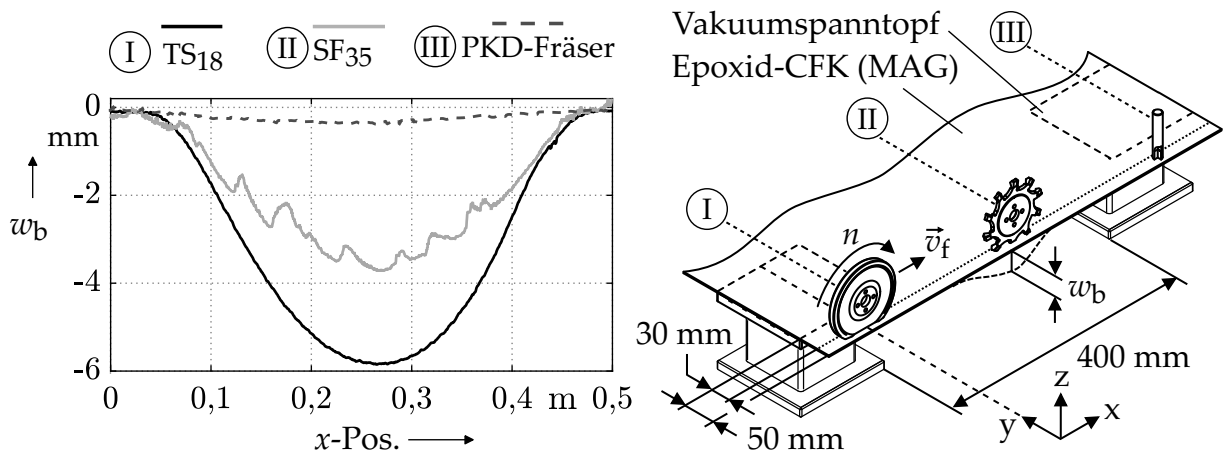
Bild 8.15: Abdrängung scheibenförmiger Werkzeuge im Vergleich zur Abdrängung konventioneller Schaftfräser

Einfluss der Bauteilsteifigkeit

Im Unterschied zur Umrissbearbeitung von FKV-Bauteilen mit Schaftwerkzeugen treten bei der spanenden Bearbeitung mit scheibenförmigen Werkzeugen nennenswerte Vorschubnormalkräfte F_{fN} senkrecht zur Bauteiloberfläche auf. Gleichzeitig ist die Eigensteifigkeit der FKV-Bauteile in dieser Richtung besonders gering. Dies ist vor allem bei dünnen Materialstärken $t_{ws} \leq 6$ mm der Fall. In der Folge können bei der Bearbeitung mit scheibenförmigen Werkzeugen erhebliche Bauteilverformungen auftreten, die vielfach höher sind als beim Fräsen. Besonders deutlich zeigt sich dies, wenn das Bauteil durch die Aufspannung nicht ausreichend abgestützt ist, Bild 8.16. Für die Anwendung des CCC ist die Durchbiegung dabei aus zwei Gründen problematisch. Einerseits können Konturfehler am Bauteil entstehen, wenn das CCC-Werkzeug aufgrund des veränderten Eingriffsbereichs in Kombination mit der speziellen Werkzeuggeometrie mehr oder weniger Material abträgt als geplant. Andererseits besteht das Risiko, dass das Material nicht vollständig getrennt wird, da beim CCC u. a. aus Sicht der Bearbeitungsqualität eine möglichst geringe Durchtauchtiefen $t_{wz} \leq 3$ mm angestrebt wird. Sofern die Werkzeugzustellung während der Bearbeitung nicht mittels adaptiver Prozesssteuerung an die Durchbiegung angepasst werden kann, wird daher empfohlen eine möglichst vollflächige Abstützung des Bauteils vorzusehen. Entscheidend ist dabei sowohl die Abstützung entlang als auch senkrecht zur Kante.

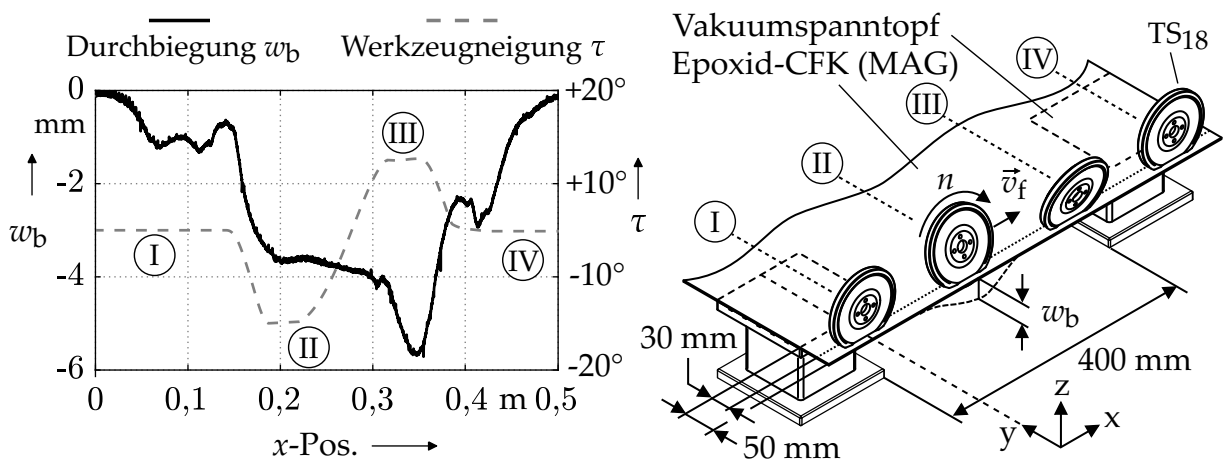
Wie die Gegenüberstellung der mittels Laser-Abstands-Sensoren gemessenen Bauteilverformungen w_b in Bild 8.16 zeigt, ist die Durchbiegung bei der Verwendung von Trennscheiben besonders stark ausgeprägt (I). Dies ist auf höhere Vorschubnormalkräfte F_{fN} zurückzuführen, die vorwiegend aus Reib- und Quetscheffekten an den Schleifkörnern in der Kontaktzone resultieren. Beim Einsatz von Werkzeugen mit definierter Schneide sind die Kräfte und resultierenden Verformungen geringer. Allerdings werden im Fall des FEC bei geringer Materialstärke und schlechter Bauteilabstützung Bauteilschwingungen angeregt (II). Eine Bearbeitung im Gegenlauf, geringe Zähnezahlen und hohe Durchtauchtiefen verstärken den Effekt. Bei Anwendung des OCC treten dagegen keine Schwingungen auf. Dies ist durch den sanfteren Eintritt und Austritt der Schneiden, das gleichzeitige Eingreifen mehrerer Schneiden sowie die vorteilhafte Krafrichtung begründet. Die statische Bauteildurchbiegung wird weiterhin durch die seitliche Neigung des Werkzeugs τ beeinflusst. Wie in Abschnitt 2.2.2 ausgeführt, ist die Neigung u. a. bei Anwendung des FEC erforderlich, um im Fall eines Kurvenschnitts eine senkrechte Schnittkante zu erzeugen. Exemplarisch ist der Effekt der Werkzeugneigung auf die Durchbiegung in Bild 8.17 allerdings für einen geraden FEC-Trennschleifschnitt gezeigt. Im Vergleich zur FEC-Trennschleifbearbeitung ohne Neigung (Bild 8.16) wird deutlich, dass die Durchbiegung reduziert wird, wenn das Werkzeug in Richtung des Bauteils geneigt ist (III). Eine Neigung in die entgegengesetzte Richtung verstärkt hingegen die Durchbiegung (IV). Ursächlich hierfür ist die Änderung der Krafrichtung.

Um die Bauteildurchbiegung bei der spanenden Bearbeitung mit scheibenförmigen Werkzeugen so gering wie möglich zu halten, ist neben der Wahl einer geeigneten Bauteilaufspannung vor allem die Vorschubnormalkraft zu reduzieren. Hierfür ist es ratsam, Werkzeuge zu wählen, deren Schneidenbereich möglichst nicht parallel zur Bauteiloberfläche orientiert ist. Unter Rückgriff auf die Werkzeugparametrisierung nach Bild 6.1 bedeutet dies: Die Umfangsschneide sollte möglichst kurz ($l_u \approx 0$ mm)



Verfahren: FEC $v_{c,I} = 2765 \text{ m/min}$ $v_{c,II} = 1885 \text{ m/min}$ $v_{c,III} = 755 \text{ m/min}$
 $t_{ws} = 2,3 \text{ mm}$ $t_{wz} = 3 \text{ mm}$ $v_{f,I} = 6000 \text{ mm/min}$ $v_{f,II} = 3000 \text{ mm/min}$ $v_{f,III} = 2000 \text{ mm/min}$

Bild 8.16: Durchbiegung dünnwandiger und flexibel gespannter FKV-Bauteile bei der Umrissbearbeitung mit unterschiedlichen Werkzeugen



Verfahren: FEC $t_{ws} = 2,3 \text{ mm}$ $t_{wz} = 3 \text{ mm}$ $v_c = 2765 \text{ m/min}$ $v_f = 6000 \text{ mm/min}$

Bild 8.17: Durchbiegung dünnwandiger und flexibel gespannter FKV-Bauteile in Abhängigkeit der Werkzeugneigung bei der Umrissbearbeitung mit scheibenförmigen Werkzeugen

oder geneigt sein ($\beta \neq 0^\circ$). Eine weitere Möglichkeit, die Durchbiegung zu minimieren, besteht darin, die Bearbeitung im Gegenlauf durchzuführen. Allerdings besteht im Gegenlauf die Gefahr, dass die Vorschubnormalkraft bei hohen Durchtauchtiefen t_{wz} entgegen der Bauteilaufspannung wirkt. Im Falle geringer Materialstärken und schlechter Bauteilabstützung kann dies auch bei Werkzeugen mit geometrisch unbestimmter Schneide zu Bauteilschwingungen führen.

8.3 ANWENDUNGSTECHNISCHE ASPEKTE

Der folgende Abschnitt gibt einige Hinweise und Empfehlungen, die bei der Planung und Auslegung von Curved Circular Cutting-Prozessen aus anwendungstechnischer Sicht zu berücksichtigen sind. Dies betrifft unter anderem die Wahl der Prozessgeschwindigkeiten, der Werkzeugaufnahme und der CCC-Verfahrensvariante. Zudem wird betrachtet, inwieweit die Programmierung der Werkzeugbahn und bestimmte Funktionen der Maschinensteuerung die Werkzeugbewegung und die erreichbare Bahngeschwindigkeit beeinflussen. Mit Blick auf die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens wird auf übliche Standwege und Werkzeugkosten eingegangen.

8.3.1 Prozessfenster zur Wahl der kinematischen Stellgrößen

Aus den Ergebnissen der durchgeführten Zerspanversuche und ergänzenden Betrachtungen zur Prozesssicherheit ergeben sich bei der Anwendung des CCC Einschränkungen des Geschwindigkeitsverhältnisses q_s , der Schnittgeschwindigkeit v_c und der Vorschubgeschwindigkeit v_f . Hieraus leitet sich das in Bild 8.18 gezeigte Prozessfenster ab, welches für die Wahl der Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit beim CCC empfohlen wird. Die jeweils aufgeführten Geschwindigkeitsbeschränkungen sind in den folgenden Abschnitten ausführlicher beschrieben.

Einschränkung des Geschwindigkeitsverhältnisses

Das Geschwindigkeitsverhältnis q_s ist nach Gl. (2.7) unmittelbar mit der äquivalenten Spannungsdicke h_{eq} verknüpft. Auf diese Weise hat es entscheidenden Einfluss auf die Zerspankraft und Bearbeitungsqualität. Geringe Geschwindigkeitsverhältnisse bewirken dabei hohe Spannungsdicken, was zu hohen Kräften an den einzelnen Fasern des FKV und damit insbesondere zu stärkeren Kantenschädigungen führt. Auf Grundlage der Zerspanversuchsergebnisse wird daher empfohlen, Geschwindigkeitsverhältnisse $q_s \geq 300$ zu wählen.

Nach Boudelier et al. besteht im Falle des Trennschleifens bei geringen Geschwindigkeitsverhältnissen q_s zudem die Gefahr, dass sich der Porenraum aufgrund der hohen Spannungsdicken zusetzt. Aus den entsprechenden Untersuchungen geht hervor, dass beim Trennschleifen mit einem Schleifstift der Körnung D427 kritische Überlastungen des Schleifbelags ab etwa $h_{eq} \geq 0,4 \cdot d_K$ auftreten [Bou+11]. Mit Gl. (2.7) folgt daraus für das Trennschleifen mit Trennschleifscheibe unter Berücksichtigung von $a_e = t_{ws}$:

$$q_s \leq \frac{5}{2} \cdot \frac{t_{ws}}{d_K} \quad (8.4)$$

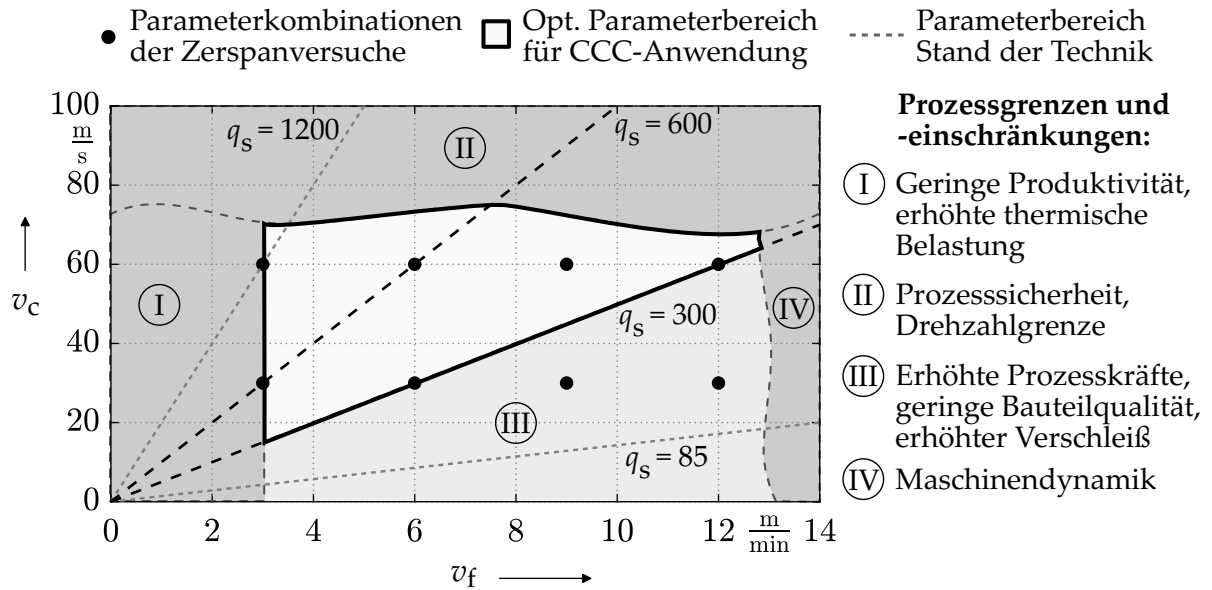


Bild 8.18: Empfohlenes Prozessfenster für die Wahl der Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit beim CCC unter Berücksichtigung limitierender Prozessgrenzen und -einschränkungen

Durch Einsetzen üblicher Werte zeigt sich, dass Überlastungen des Schleifbelages nur für $q_s \leq 200$ und damit unterhalb der zuvor empfohlenen Untergrenze zu erwarten sind. Eine Überlastung des Schleifbelages durch zu hohes Spanvolumen ist beim Trennschleifen mit scheibenförmigen Werkzeugen bei den üblichen Korngrößen und Konzentrationen folglich unwahrscheinlich und stellt keine relevante Prozessgrenze dar.

Einschränkung der Schnittgeschwindigkeit

Die Wahl der Schnittgeschwindigkeit v_c ist durch die Prozesssicherheit limitiert. Einschränkungen bestehen sowohl auf der Werkzeug- als auch auf der Maschinenseite. Werkzeugseitig sind die maximal zulässigen Schnittgeschwindigkeiten für hochharte Trennschleifwerkzeuge in der DIN 13236 festgelegt [DIN19a]. Für konventionelle Nicht-Präzisionstrennschleifscheiben mit galvanischer Bindung wird hierbei $v_c \leq 100$ m/s vorgegeben. Für Konturenschleifscheiben und Sonderschleifwerkzeuge zum Umfangschleifen, zu denen auch die CCC-Werkzeuge gezählt werden können, beträgt die zulässige Höchstgeschwindigkeit $v_c \leq 80$ m/s. Maschinenseitig ist die Kapselung der verwendeten Bearbeitungsmaschine für die Begrenzung der Schnittgeschwindigkeit entscheidend. Unter anderem darf nach DIN EN ISO 16090-1 im Fall von Sichtscheiben aus Polycarbonat eine maximal zulässige kinetische Energie von Werkzeugbruchstücken nicht überschritten werden [DIN19b]. Die hohe kinetische Energie scheibenförmiger Werkzeuge ist daher eine besondere Herausforderung für die Gewährleistung der Prozesssicherheit. Wie die Gegenüberstellung in Tabelle 8.4 zeigt, liegt die kinetische Energie bei üblichen Prozessbedingungen deutlich über der von Schaftwerkzeugen aus Hartmetall. Insbesondere im Hinblick auf einen möglichen Einsatz des CCC auf mobilen Industrieroboteranlagen zur Bearbeitung von Großbauteilen sind daher passende Sicherheitskonzepte erforderlich. Im Rahmen der durchgeführten Zerspanversuche

Tabelle 8.4: Kinetische Energie von Schaftfräsern und CCC-Werkzeugen im Betrieb

WERKZEUG	WERKSTOFF	ρ in g/cm ³	D in mm	L bzw. B in mm	v_c in m/s	E_{kin} in J
Schaftfräser	Hartmetall	15	10	30	13	1,5
CCC-Werkzeug	Stahl	7,85	100	5	60	277

wurde die Schnittgeschwindigkeit auf $v_c = 60$ m/s begrenzt. Je nach Werkzeug und Maschinenausführung kann der empfohlene Grenzwert jedoch auch etwas höher oder niedriger liegen.

Es sei erwähnt, dass die unzureichende Bearbeitungsqualität unterhalb der o. g. Untergrenze des Geschwindigkeitsverhältnisses $q_s = 300$ möglicherweise in Teilen auch auf die vorliegende niedrige Schnittgeschwindigkeit v_c zurückzuführen ist. So wird in der Holzzerspanung eine Mindestschnittgeschwindigkeit von $v_c \geq 40$ m/s empfohlen, um gute Oberflächenqualitäten zu erzielen [Mag08; OER]. Als Ursache wird die Vorspaltgeschwindigkeit v_s von Holz genannt. Dabei handelt es sich um die Geschwindigkeit mit der sich zerspanungsinduzierte Risse im Material ausbreiten. Die Rissausbreitung scheint demnach durch hohe Schnittgeschwindigkeiten $v_c > v_s$ eingeschränkt zu werden, wobei die zugrunde liegenden Wirkmechanismen nicht bekannt sind [Got14]. Unter Berücksichtigung der vergleichbaren Materialstruktur ist es denkbar, dass bei der FKV-Zerspanung ein ähnlicher Effekt auftritt. Wissenschaftliche Untersuchungen zur Vorspaltgeschwindigkeit bei FKV existieren bisher jedoch nicht. Eine Untergrenze der Schnittgeschwindigkeit ist im Prozessfenster nach Bild 8.18 daher nicht explizit festgelegt.

Einschränkung der Vorschubgeschwindigkeit

Um die Vorteile des CCC-Verfahrens auszunutzen, sollte die Vorschubgeschwindigkeit v_f vorzugsweise über den üblichen Geschwindigkeiten der Fräsbearbeitung gewählt werden. Mit der Empfehlung $v_f \geq 3$ m/min wird zudem sichergestellt, dass die thermische Belastung im Werkstück bei der Trockenbearbeitung unkritisch ist (vgl. Abschnitt 8.1). Eine obere Grenze der Vorschubgeschwindigkeit ist durch die Limitierung der Maschinendynamik gegeben. Dies macht sich vor allem bei der Bearbeitung von Bauteilen mit variablen Krümmungen bemerkbar. In Abhängigkeit der Geschwindigkeits-, Beschleunigungs- und Ruckbegrenzungen ist die Maschine ggf. nicht in der Lage, die Drehachsbewegungen ausreichend schnell auszuführen, um die programmierte Vorschubgeschwindigkeit am Werkzeug einzuhalten. Für den häufigen Fall eines horizontal aufgespannten schwach gekrümmten FKV-Strukturbauteils kann u. a. die Winkelgeschwindigkeit der C-Achse einen limitierenden Faktor darstellen. So beträgt die bei der Bearbeitung des Konturradius R_k gerade noch erreichbare Vorschubgeschwindigkeit v_f in Abhängigkeit der Drehachsgeschwindigkeit ω_c :

$$v_f = 2\pi \cdot R_k \cdot \omega_c \quad (8.5)$$

Auf Basis der durchgeführten Untersuchungen wird tendenziell empfohlen, Vorschubgeschwindigkeiten von $v_f \leq 13$ m/min zu wählen. Der Grenzwert wird jedoch durch die

zu bearbeitende Bauteilgeometrie und die eingesetzte Bearbeitungsmaschine beeinflusst und ist in Bild 8.18 daher nicht eindeutig festgelegt.

8.3.2 Einfluss der Bahnplanung und Werkzeugaufnahme

Aufgrund der speziellen Prozesskinematik des CCC sind bei der Bahnplanung und -programmierung sowie der Wahl der Werkzeugaufnahme einige Besonderheiten zu beachten, die sich auf die Erreichung der Vorschubgeschwindigkeit und damit auf die Hauptzeit auswirken.

Die Programmierung eines CCC-Werkzeugwegs kann prinzipiell über konventionelle G-Code-Programmierung oder eine spezielle 5-Achs-Programmierung erfolgen. Die in der Industrie verbreitet eingesetzte Numerische Steuerung (NC-Steuerung) *Sinumerik* der Fa. *Siemens* stellt für die zweite Option die *TRAORI*-Funktion zur Verfügung. Für beide Programmiermethoden befindet sich der Bezugspunkt der Vorschubgeschwindigkeit in Abhängigkeit einer angegebenen Längenkorrektur entweder am Werkzeug TCP oder am Spindelnullpunkt, d. h. an der Schnittstelle zwischen Werkzeugaufnahme und Spindel. Bei der CCC-Bearbeitung einer gekrümmten Kontur bewegen sich diese Bezugspunkte allerdings auf einer anderen Bahnkurve als der im Eingriff befindliche Schneidenbereich, Bild 8.19. Welchen Einfluss die Werkzeugaufnahme dabei auf die resultierende Bahnkurve des Spindelnullpunkts hat, ist in Bild 8.20 beispielhaft für das OCC gezeigt. In Abhängigkeit von der gewählten Werkzeugaufnahme kann die Bahnkurve im Vergleich zur Bauteilkontur zwischen 500 mm bis 1000 mm länger oder kürzer ausfallen. In der Zerspanzone liegt folglich nicht die programmierte Vorschubgeschwindigkeit vor. Je nach gewählter Programmiermethode, Bauteilkrümmung, CCC-Verfahrensvariante und Werkzeugaufnahme kann die Vorschubgeschwindigkeit im Eingriffsbereich sowohl höher als auch niedriger als die vorgegebene Vorschubgeschwindigkeit sein. Um diese Geschwindigkeitsdifferenz zu vermeiden, ist für einfache Bearbeitungsbedingungen eine rechnerische Korrektur der vorgegebenen Vorschubgeschwindigkeit möglich. Für komplexere Bedingungen kann bei Verwendung der *Sinumerik*-Steuerung zudem die Funktion *Winkelkopfadapter* verwendet werden, um den Bezugspunkt der Vorschubgeschwindigkeit fiktiv in den Eingriffsbereich des Werkzeugs zu verschieben [Sie21]. Dies ist allerdings nur möglich, wenn sich der Eingriffsbereich am Werkzeug während der Bearbeitung nicht wesentlich ändert, z. B. durch Variation der Durchtauchtiefe. Um eine zuverlässige und steuerungsunabhängige Vorgabe der Vorschubgeschwindigkeit zu ermöglichen, sollte zukünftig jedoch eine rechnerische Korrektur in der Bahnplanungssoftware zur Verfügung gestellt werden. Unabhängig davon ist zu beachten, dass die programmierte Vorschubgeschwindigkeit nur eine mittlere Geschwindigkeit in der Kontaktzone darstellt. Wie in Abschnitt 6.4.1 ausgeführt, können die lokalen Vorschubgeschwindigkeiten im Eingriffsbereich des Werkzeugs je nach Bearbeitungsbedingung stark variieren (vgl. Bild 6.11).

Werden durch die Bahnplanung entlang gekrümmter Konturen viele Stützpunkte vorgegeben, wirkt sich dies im Regelfall ebenfalls nachteilig auf die Vorschubgeschwindigkeit aus. Insbesondere bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten besteht das Risiko, dass die NC-Steuerung die kurzen resultierenden Verfahrssätze nicht ausreichend schnell abarbeiten. Bei Anwendung des CCC mit einer *Sinumerik*-Steuerung wird daher empfohlen, die NC-Satz-Kompression *COMPCURV* oder *COMPCAD* zu verwenden. Hierdurch werden mehrere Linear-Sätze zwischen aufeinanderfolgenden Stützpunkten

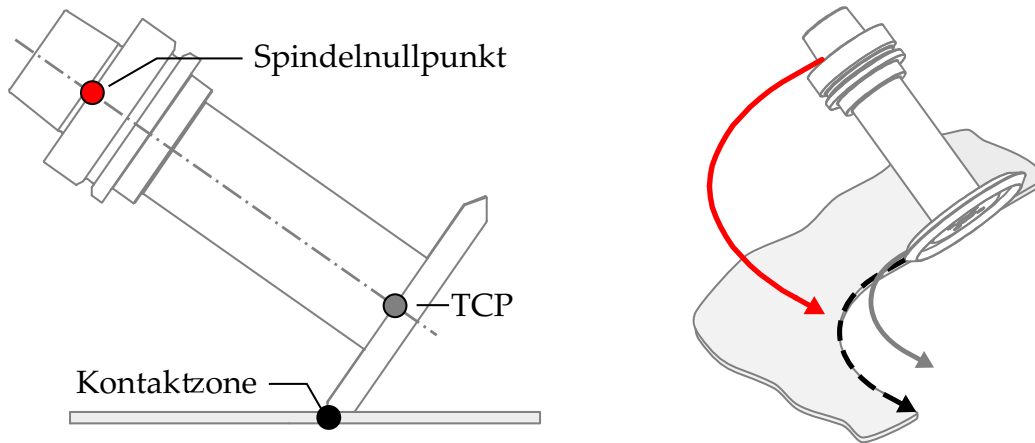
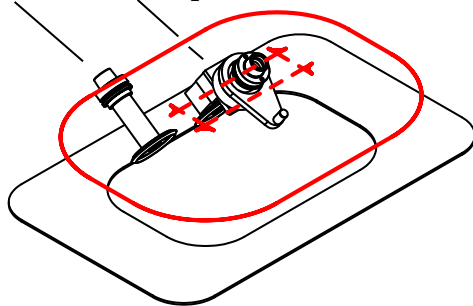


Bild 8.19: Verschiedene Bezugspunkte zur Definition der Vorschubgeschwindigkeit und zugehörige Bahnkurven im OCC-Kurvenschnitt

Bearbeitung geschlossener Innenkontur Bearbeitung geschlossener Außenkontur

Werkzeugaufnahmen:

Dorn Winkelkopf (hier: 90°)



Winkelkopf

Dorn

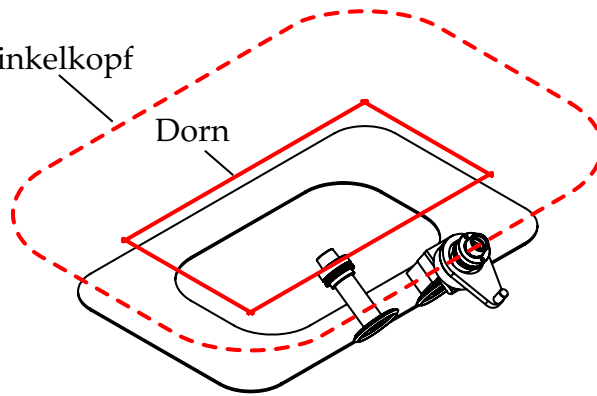


Bild 8.20: Bahnkurven des Spindelnullpunkts beim OCC in Abhängigkeit der zu bearbeitenden Bauteilkontur und der verwendeten Werkzeugaufnahme

des Werkzeugwegs zu Polynom-Sätzen zusammengefasst. Dies reduziert die Anzahl der NC-Sätze und führt zu stetigen Satzübergängen. Im Ergebnis erfolgt die Bewegung der Maschinenachsen ohne Geschwindigkeitsabfall und mit einem geglätteten Geschwindigkeitsprofil [Sie15; Sie18].

8.3.3 Zugänglichkeit am Bauteil

In die wirtschaftliche Betrachtung des CCC-Verfahrens muss neben der hohen erreichbaren Vorschubgeschwindigkeit auch die erforderliche Anzahl an Werkzeugwechselln einkalkuliert werden. Die Anzahl hängt neben dem Werkzeugverschleiß vor allem davon ab, welche Bereiche eines zu bearbeitenden Bauteils mit den Verfahrensvarianten OCC und FEC zugänglich sind. Um bei einer gegebenen Bauteilkontur und Werkzeuggeometrie beurteilen zu können, ob eine Komplettbearbeitung mittels CCC möglich ist, werden die minimal erreichbaren Konturradien $R_{k,min}$ gemäß Tabelle 2.1 mit den Radien entlang der Bauteilkontur verglichen. Hierdurch kann in konkreten Anwendungsfällen

geprüft werden, ob eine Komplettbearbeitung durchführbar ist oder ob zusätzlich lokale Fräsbearbeitungen und damit Werkzeugwechsel vorgesehen werden müssen.

Unter Vorgabe einiger geometrischer Randbedingungen ist es jedoch auch möglich, alleine auf Grundlage der Bauteildicke t_{ws} und der am Bauteil auftretenden Konturradien R_k abzuschätzen, ob die CCC-Bearbeitung eines Bauteils grundsätzlich möglich ist und welche CCC-Verfahrensvariante bevorzugt eingesetzt werden sollte. Das resultierende *verfahrensvariantenspezifische Bauteilspektrum* ist in Bild 8.21 gezeigt und kann sinnvoll für die Prozessplanung genutzt werden. Die Kurven repräsentieren hierbei die mit den CCC-Verfahrensvarianten bei einer gegebenen Materialstärke t_{ws} minimal erreichbaren konvexen und konkaven Konturradien $R_{k,min}$. Zudem sind die empfohlenen Anwendungsbereiche der CCC-Verfahrensvarianten durch farbliche Hinterlegungen hervorgehoben.

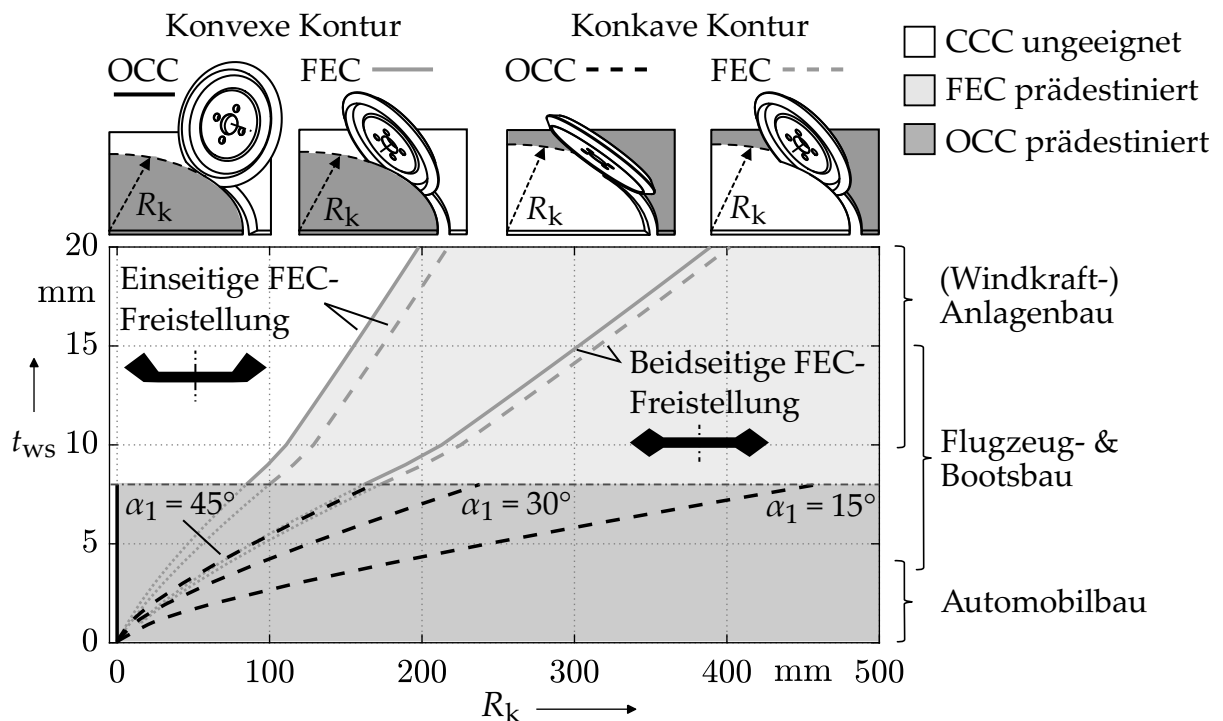


Bild 8.21: Empfohlene CCC-Verfahrensvariante in Abhängigkeit der zu bearbeitenden Bauteilgeometrie auf Grundlage nachstehender Prozessrandbedingungen (u. a. materialdickenabhängiger Werkzeugdurchmesser, vgl. Gl. (8.7))

Es wird deutlich, dass sich das OCC vorwiegend für die Bearbeitung dünnwandiger Strukturbauteile eignet, insbesondere wenn starke konvexe Krümmungen auftreten. Entsprechende Bauteile finden sich u. a. im Automobil- und Flugzeugbau. Für die Bearbeitung von Bauteilen mit geringeren Krümmungen und höheren Materialstärken ist die Anwendung des FEC prädestiniert. Bauteile aus der Energiebranche (Windkraftflügel) und dem Mobilitätssektor (Schienenfahrzeug-, Boots- und Yachtbau) fallen in diesen Bereich. Zur Bestimmung des verfahrensvariantenspezifischen Bauteilspektrums werden die minimal erreichbaren Konturradien $R_{k,min}$ mit den Gleichungen aus Tabelle 2.1 berechnet, wobei die enthaltenen Geometrieparameter bis auf die Materialstärke t_{ws} durch nachfolgend aufgeführte Randbedingungen vorgegeben werden:

Randbedingung - Durchtauchtiefe: Für die Durchtauchtiefe t_{wz} wird mit

$$t_{wz} = 1 \text{ mm}$$

ein definierter Wert festgelegt. Der Wert wird bewusst gering gewählt. Einerseits lassen sich dadurch möglichst kleine Konturradien R_k erreichen, andererseits konnte nachgewiesen werden, dass sich geringe Durchtauchtiefen sowohl beim FEC also auch beim OCC vorteilhaft auf die Bearbeitungsqualität auswirken.

Randbedingung - Werkzeugdurchmesser: Der Werkzeugdurchmesser D wird in Abhängigkeit der Materialstärke unter der Vorgabe eines Gesamteingriffswinkels $\Delta\phi_{\max} = 15^\circ$ auf Grundlage von Gl. (2.2) berechnet:

$$\Delta\phi_{\max} = 15^\circ = \arccos\left(\frac{D - 2 \cdot t_{ws} - 2 \cdot t_{wz}}{D}\right) - \arccos\left(\frac{D - 2 \cdot t_{wz}}{D}\right) \quad (8.6)$$

Der gewählte Wert des Winkels orientiert sich dabei an üblichen Werten aus der Anwendung und gewährleistet ein günstiges Verhältnis von kurzer Eingriffszeit und langer Abkühlzeit. Die Berechnung des Durchmessers mit Gl. (8.6) ist auf analytischem Wege allerdings sehr aufwändig. Alternativ kann die Berechnung daher mit ausreichender Genauigkeit auch auf Grundlage der Näherung aus Gl. (2.4) erfolgen:

$$D = (\sqrt{t_{ws} + t_{wz}} - \sqrt{t_{wz}})^2 \cdot \left(\frac{2 \cdot 180^\circ}{\pi \cdot \Delta\phi_{\max}}\right)^2 \quad (8.7)$$

Um bei hohen Materialstärken unrealistisch große Werkzeugdurchmesser auszuschließen, wird mit $D \leq 300 \text{ mm}$ zudem eine obere Grenze festgelegt:

$$D = \begin{cases} D, & \text{für } D \leq 300 \text{ mm} \\ 300 \text{ mm}, & \text{für } D > 300 \text{ mm} \end{cases} \quad (8.8)$$

Bei hohen Materialstärken steigt der Gesamteingriffswinkel $\Delta\phi$ dadurch überproportional an.

Randbedingung - Grundkörperbreite und Werkzeugbreite: Die minimale Breite des Werkzeuggrundkörpers B_g wird in Abhängigkeit des zuvor berechneten Werkzeugdurchmessers D vorgegeben. Die Bestimmung erfolgt dabei auf Grundlage der Empfehlungen aus Abschnitt 8.2.3. Dort wurde für den Durchmesser $D = 100 \text{ mm}$ eine Mindestbreite von $B_g = 2,5 \text{ mm}$ angegeben, um Abdrängungen des Werkzeugs gering zu halten. Ausgehend von diesem Grenzwert wird die Grundkörperbreite über das D/B -Verhältnis aus Gl. (8.2) für beliebige andere Durchmesser bestimmt:

$$B_g = 2,5 \text{ mm} \cdot \left(\frac{D}{100 \text{ mm}}\right)^{\frac{2}{3}} \quad (8.9)$$

Zusätzlich wird die Gesamtbreite des Werkzeugs B begrenzt, um die Kräfte und den Verschnitt gering zu halten. Entsprechend wird gefordert, dass die Werkzeugbreite und

die erzeugte Nut nicht breiter sein dürfen als die Nut, die mit typischen Schaftfräsern bei gegebener Materialdicke erzeugt wird. In diesem Zusammenhang wird angenommen, dass bei der Bearbeitung einer Materialstärke $t_{ws} \approx 4,5 \text{ mm}$ im Vollschnitt ein Schaftfräser mit $D = 10 \text{ mm}$ angewendet wird. Ausgehend von diesem Wert wird die Nutbreite beim Fräsen und damit die Breite des CCC-Werkzeugs durch einen linearen Zusammenhang bestimmt:

$$B = \frac{t_{ws}}{4,5 \text{ mm}} \cdot 10 \text{ mm} \quad (8.10)$$

Um bei hohen Materialstärken unrealistisch große Nut- bzw. Werkzeugbreiten auszuschließen, wird mit $B \leq 20 \text{ mm}$ eine obere Grenze festgelegt:

$$B = \begin{cases} B, & \text{für } B \leq 20 \text{ mm} \\ 20 \text{ mm}, & \text{für } B > 20 \text{ mm} \end{cases} \quad (8.11)$$

Randbedingung - Freistellungstiefe: Die Freistellungstiefe w_g ist für die Berechnung des Konturradius $R_{k,\min}$ bei der FEC-Verfahrensvariante relevant. Grundsätzlich hängt sie von der konkreten geometrischen Gestaltung des Schneidenbereichs ab, Bild. 6.1. Auf Basis der zuvor bestimmten Grundkörperbreite B_g und Werkzeugbreite B kann jedoch ein oberer und unterer Grenzwert angegeben werden. Für die obere Grenze gilt im Falle einer einseitigen Freistellung des Werkzeugs:

$$w_g = B - B_g \quad (8.12)$$

Bei dieser Werkzeugausführung sind mit dem FEC vergleichsweise kleine Konturradien R_k erreichbar. Allerdings kann während der Bearbeitung nicht zwischen konvexen und konkaven Krümmungen gewechselt werden. Zur variablen Bearbeitung beider Krümmungsrichtungen ist eine Freistellung auf beiden Seiten des Werkzeugs erforderlich. Für den Fall einer symmetrischen Aufteilung ergibt sich der untere Grenzwert:

$$w_g = \frac{B - B_g}{2} \quad (8.13)$$

Randbedingung - Kegelneigungswinkel: Der Kegelneigungswinkel α_1 ist für die Berechnung des Konturradius $R_{k,\min}$ bei der OCC-Verfahrensvariante relevant. Für die Berechnung werden mit $\alpha_1 = 15^\circ$, 30° und 45° drei konkrete Werte vorgegeben, was sich in Bild 8.21 in Form einer Kurvenschar widerspiegelt. Hierdurch ist der gesamte empfohlene Winkelbereich für α_1 abgedeckt. Winkel $\alpha_1 < 15^\circ$ sind aus thermischer Sicht nicht sinnvoll, Bild 8.8. Für Winkel $\alpha_1 > 45^\circ$ besteht aufgrund der erforderliche Werkzeugneigung $\tau > 45^\circ$ die Gefahr von Kollisionen zwischen Werkzeugaufnahme und Bauteil. Zudem steigt das zu zerspanende Materialvolumen deutlich an.

Randbedingung - Begrenzte Materialstärke beim OCC: Aufgrund der in Bild 2.8 gezeigten Eingriffsverhältnisse steigen die Nutbreite und die Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück mit zunehmender Materialstärke t_{ws} im Vergleich zum FEC überproportional an. Dies wirkt sich u. a. nachteilig auf die Zerspankräfte und den Wärmeeintrag ins Bauteil aus. Das OCC ist daher nur bis zu einer Materialstärke von $t_{ws} \approx 8 \text{ mm}$ sinnvoll einsetzbar und wird daher auf diesen Wert begrenzt.

8.3.4 *Standweg und Werkzeugkosten*

Ein aus wirtschaftlicher Sicht bedeutender Vorteil der CCC-Technologie ist das günstige Verhältnis von Standweg und Kosten der verwendeten scheibenförmigen Werkzeuge. Zwar wurden im Rahmen der Arbeit keine detaillierten Verschleiß- und Standzeituntersuchungen durchgeführt. Die Tatsache, dass scheibenförmige Werkzeuge im Vergleich zu Schaftwerkzeugen deutlich höhere Standvorschubwege aufweisen, kann jedoch auf Grundlage von Langzeitbeobachtungen, Erfahrungswerten aus der Industrie und geometrischen Betrachtungen wie folgt begründet werden:

Bei den üblichen verfahrenstypischen Eingriffsbedingungen findet der Schneideneingriff beim konventionellen Trennschleifen und Sägen sowie beim CCC ausschließlich in einem kleinen Eingriffswinkelbereich von etwa $\Delta\phi = 10^\circ$ bis 20° statt, Bild 2.5. Dies resultiert in einem vorteilhaften Verhältnis von Eingriffs- und Abkühlzeit der Schneiden. Demgegenüber ist der Gesamteingriffswinkel von Trennschleifstiften und Schaftfräsern bei der Umrissbearbeitung im Vollschnitt mit $\Delta\phi = 180^\circ$ um den Faktor 10 größer, Bild 2.4. Gleichzeitig weisen die scheibenförmigen Werkzeuge aufgrund des größeren Durchmessers deutlich mehr Schneiden am Umfang auf. Hierdurch ist der Schnittweg der einzelnen Schneiden erheblich geringer als bei den zylinderförmigen Schaftwerkzeugen. Der Verschleiß schreitet entsprechend langsam und mit stark ausgeprägtem degressivem Verhalten voran. Dies konnte in stichprobenartig durchgeführten Versuchen bestätigt werden und wurde auch von anderen Autoren sowohl beim Kreissägen bzw. Fräsen mit Scheibenfräser als auch beim Trennschleifen mit Schleifscheibe nachgewiesen [Sch+16; Gei17; BSG17; SSY18]. In der Regel werden mit undefinierter Schneide hierbei höhere Standwege erreicht als mit definierter Schneide. Ursächlich ist, dass Trennschleifscheiben im Vergleich zu Scheibenfräsern bzw. Kreissägen mehr Schneiden pro Werkzeugumfanglänge aufweisen. Weiterhin ist das Bearbeitungsergebnis beim Trennschleifen weniger sensitiv gegenüber dem Verschleißzustand der eingesetzten sehr groben Schneidkörner. Hierdurch sind Standvorschubwege von mehreren hundert bis mehreren tausend Metern bei industrietypischen Prozessparametern möglich. Voraussetzung ist, dass übermäßige Zusetzungen des Schleifbelags vermieden werden. Bei der FKV-Zerspanung ist die Bearbeitung thermoplastischer FKV in dieser Hinsicht kritischer. Zwar können auch bei der Bearbeitung duroplastischer FKV temporäre, lokale Zusetzungen auftreten, diese sind jedoch im Regelfall unkritisch. Üblicherweise löst sich das lokal anhaftende Material unter Einwirkung der Zerspankräfte und der abrasiven Fasern nach einiger Zeit von selbst. Sollten Zusetzungen auftreten, kann es sinnvoll sein eine Kühlung und Reinigung der hochharten Trennschleifscheibe vorzusehen. Dies kann prozessparallel oder intermittierend erfolgen. Für eine prozessparallele Kühlung und Reinigung eignet sich im einfachsten Fall die Bestrahlung mit Druckluft. Intermittierend kann die Trennscheibe beispielsweise durch die Bestrahlung mit Abrasivmittel, im Ultraschallbad oder durch Pyrolyse gereinigt werden. Insgesamt ist das Risiko einer Zusetzung von Trennschleifscheiben aber erheblich geringer als das Risiko einer Zusetzung von Trennschleifstiften.

In Bezug auf die Werkzeugkosten lässt sich feststellen, dass die Anschaffungskosten für neue Diamantkorn-bestückte CCC-Trennschleifscheiben in der Regel unter den Kosten für PKD-Schaftfräser liegen. Demgegenüber sind PKD-bestückte CCC-Scheibenfräser deutlich teurer. Unter Berücksichtigung der zuvor beschriebenen Standzeitvorteile ist die CCC-Bearbeitung mit undefinierter Schneide aus wirtschaftlicher

Sicht daher besonders attraktiv. Es sei darauf hingewiesen, dass die effektiven Werkzeugkosten geringer ausfallen, wenn die folgenden Maßnahmen in Betracht gezogen werden: Im Falle definierter Schneide können Werkzeuge je nach verwendetem Schneidstoff zum Standzeitende noch einige Male nachgeschliffen werden, bevor eine weitere Verwendung nicht mehr möglich ist. Im Falle galvanisch gebundener Diamantschleifwerkzeuge kann der abgenutzte Schleifbelag entfernt und der ursprüngliche Werkzeuggrundkörper neu belegt werden.

ZUSAMMENFASSUNG

Für Leichtbauanwendungen spielen ebene und schalenförmige Strukturbauteile aus Faser-Kunststoff-Verbund (FKV) mit gekrümmten Bauteilkonturen eine wichtige Rolle. Im Herstellungsprozess dieser Bauteile stellt die konturgebende Umrissbearbeitung am Ende der Prozesskette einen signifikanten Kostentreiber dar. Als hochproduktive und damit kosteneffiziente Alternative zu konventionellen spanenden Trennverfahren wurde am Institut für Produktionsmanagement und -technik (IPMT) der Technischen Universität Hamburg mit dem Curved Circular Cutting eine Bearbeitungstechnologie entwickelt, welche die Komplettbearbeitung entsprechender Bauteile unter Nutzung spezieller scheibenförmiger Werkzeuge ermöglicht. Die Hemmschwelle für eine breite Anwendung des Verfahrens ist aufgrund fehlender Erfahrung allerdings weiterhin hoch, obwohl mit der Implementierung der durch Klingelhöller beschriebenen Werkzeugwegberechnung in ein CAM-Tool die Voraussetzungen für einen industriellen Einsatz grundsätzlich geschaffen sind [Kli16]. Um diesen Einschränkungen zu begegnen, wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit ein Zerspankraftmodell entwickelt und eine umfangreiche zerspantchnologische Untersuchung des CCC durchgeführt. Dies führt zu einer Steigerung des Prozessverständnisses und schafft die Grundlage für eine weitreichende Prozessoptimierung. Die Ergebnisse sind dabei nicht nur für das CCC, sondern auch für das konventionelle Trennschleifen und Sägen nutzbar.

Aufgrund der speziellen Werkzeuggeometrie und Prozesskinematik des CCC sind bestehende Zerspankraftmodelle aus der Literatur für das Verfahren nicht unmittelbar anwendbar. Zur Beschreibung beliebiger CCC-tauglicher Scheibenwerkzeuge wird daher zunächst eine geeignete Werkzeugparametrisierung eingeführt. Ein aufbauend entwickeltes Kontaktzonenmodell dient anschließend der analytischen Bestimmung der schneidenlokalen Spanungsgrößen bei variablen Bearbeitungsbedingungen mit hoher örtlicher Auflösung im Eingriffsbereich des Werkzeugs. Auf dieser Grundlage wird ein mechanistisches Zerspankraftmodell bereitgestellt, welches die Berechnung der Zerspankräfte bei linearer und gekurvter Vorschubbewegung ermöglicht. Sowohl beim CCC als auch beim konventionellen Trennschleifen und Sägen liegen aufgrund der Eingriffsverhältnisse jedoch schräge Schnittbedingungen in der Zerspanzone vor, die sich im Falle der FKV-Bearbeitung erheblich auf die Zerspankräfte auswirken. Systematische Zerspanversuche an UD-CFK zeigen, dass dies einerseits auf das Trennverhalten des orthotropen FKV und andererseits auf die Anzahl der zu trennenden Fasern zurückzuführen ist. Beide Effekte treten verfahrensübergreifend auf und wirken sich auf die Zerspankraftkoeffizienten des Zerspankraftmodells aus. Die resultierende Variation der Zerspankraftkoeffizienten in Abhängigkeit der schrägen Schnittbedingungen wird in einem analytischen Modell abgebildet, wodurch der Aufwand der experimentellen Koeffizientenbestimmung reduziert werden kann. Das um die Berücksichtigung schräger Schnittbedingungen erweiterte Zerspankraftmodell zeigt im Rahmen der experimentellen Validierung eine sehr gute Übereinstimmung mit den gemessenen Prozesskräften. Dies gilt sowohl beim konventionellen Trennschleifen als auch beim Curved Circular Cutting von FKV.

Im zweiten Teil der Arbeit wird die FKV-Umrissbearbeitung mit scheibenförmigen Werkzeugen bzw. mit dem Curved Circular Cutting aus zerspantechnologischer Sicht untersucht. Hierbei werden die Ergebnisse umfangreicher Zerspanversuche genutzt, um Prozessgrenzen und Empfehlungen für die industrielle Anwendung abzuleiten. In diesem Kontext kann der durch die Zerspanung eingebrachte Wärmeeintrag in das Bauteil und die resultierende Temperaturerhöhung im Vergleich zu konventionellen Schaftwerkzeugen als unkritisch eingestuft werden. Dies ist in erster Linie auf den kleinen Gesamteingriffswinkel sowie die typischerweise hohen Vorschubgeschwindigkeiten zurückzuführen. Die erreichbare Oberflächenqualität wird maßgeblich von der Ausführung der Schneide beeinflusst, wobei die scheibenförmigen Werkzeuge mit definierter Schneide erwartungsgemäß bessere Bearbeitungsergebnisse liefern. Für Werkzeuge mit undefinierter Schneide konnte der aus der Literatur bekannte und dominante Effekt der Schleifbelagskörnung bestätigt werden. Es ließ sich jedoch zeigen, dass mit Korngrößen um $d_K \approx 100 \mu\text{m}$ vergleichbare Rauheitskennwerte wie mit definierter Schneide zu erwarten sind. Die Wahl der Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit hat ebenfalls Einfluss, wobei sich ein höheres Geschwindigkeitsverhältnis q_s positiv auf die Oberflächenrauheit auswirkt. Der gleiche Trend ist für die Kantenqualität zu beobachten, die darüber hinaus vor allem von der CCC-Verfahrensvariante und der Schneidenausführung beeinflusst wird. Übergreifend zeigt sich zudem, dass die Bearbeitung im Gegenlauf eine Verbesserung bewirkt, sowohl hinsichtlich der Bearbeitungsqualität als auch hinsichtlich der Kräfte und Prozesstemperaturen. Speziell bei definierter Schneide, hohen Durchtauchtiefen des Werkzeugs sowie unzureichender Abstützung durch die Bauteilaufspannung besteht allerdings die Gefahr, dass der Prozess im Gegenlauf instabil wird. Eine steife Abstützung entlang der Bauteilkante wird daher empfohlen. Dies ist auch deshalb von Relevanz, da unter Einwirkung der Vorschubnormalkräfte ansonsten erhebliche statische Bauteildurchbiegungen auftreten können, die bei undefinierter Schneide und im Gleichlauf besonders stark ausfallen. Um beim CCC im Kurvenschnitt Werkzeugabdrängungen und resultierende Maßabweichungen am Bauteil gering zu halten, muss der Werkzeuggrundkörper zudem eine ausreichende Breite aufweisen. Hinsichtlich der Wahl der kinematischen Stellgrößen, können die Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit auf Grundlage des empfohlenen Prozessfensters im Vergleich zur Fräsbearbeitung deutlich höher gewählt werden. In Verbindung mit hohen erreichbaren Standwegen und vergleichsweise geringen Werkzeugkosten führt dies zu der hohen wirtschaftlichen Attraktivität des CCC. Gleichzeitig kann die kinetische Energie der Werkzeuge während der Bearbeitung sehr hohe Werte erreichen. Dies ist im Rahmen der Prozessauslegung ebenso zu berücksichtigen wie die Tatsache, dass aufgrund geometrischer Restriktionen die Komplettbearbeitung eines Bauteils mittels CCC nicht in allen Fällen möglich ist. Insbesondere bei kleinen konkaven Konturradien und sehr hohen Materialstärken sind Zugänglichkeitseinschränkungen zu erwarten. Unter gezielter Nutzung der beiden CCC-Verfahrensvarianten lässt sich dennoch ein breites Bauteilspektrum abdecken. Das FEC ist hierbei vorwiegend für die Bearbeitung leicht gekrümmter Konturabschnitte bei hoher Materialstärke geeignet. Das OCC ist vorzugsweise bei der Bearbeitung stark gekrümmter Konturabschnitte mit geringen Materialstärken anzuwenden. Sofern sich die nicht zugänglichen Bereiche am Bauteil auf einzelne kurze Konturabschnitte beschränken, kann die CCC-Bearbeitung sinnvoll um eine lokale Fräsbearbeitung ergänzt werden.

Die im Rahmen der Arbeit entwickelten Modelle und gewonnenen Erkenntnisse bilden die Grundlage für weitere Forschung und Entwicklung. In einem ersten Schritt sollte das entwickelte Zerspankraftmodell um die Berechnung der Zerspankraft bei der FKV-Bearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide ergänzt werden. Während die eingeführte Werkzeugparametrisierung und das aufbauende Kontaktzonenmodell bereits für die Modellierung und Berechnung definierter Schneiden ausgelegt ist, bedarf es im Weiteren der Bestimmung geeigneter Zerspankraftkoeffizienten. Neben dem nachgewiesenen Einfluss des räumlichen Eingriffswinkels φ_0 und des räumlichen Trennwinkels θ_0 wird hier ein Einfluss des Schneidenneigungswinkels λ_s erwartet. Für eine systematische Untersuchung dieses Einflussfaktors und die Ableitung der Zerspankraftkoeffizienten ist zunächst die Schaffung einer geeigneten Datenbasis durch Zerspanversuche erforderlich.

Für die Modellierung der Zerspankraftkoeffizienten bei der FKV-Zerspaltung wird empfohlen die Anwendung von Grey-Box-Modellen bzw. physikalisch-informierten KI-Modellen zu untersuchen. Eine entsprechende Modellierung der Zerspankräfte bzw. Zerspankraftkoeffizienten bietet im Kontext der FKV-Zerspaltung das Potenzial, grundlegende verfahrensübergreifende Wirkzusammenhänge analytisch abzubilden und auftretende Zusatzeffekte, die sich in einer konkreten Bearbeitungssituation mit spezifischer Werkzeug-Werkstoffkombination einstellen, mit Methoden des maschinellen Lernens zu erfassen. Die Modelle versprechen dabei eine höhere Genauigkeit als rein analytische Modelle und deutlich kürzere Rechenzeiten als rein ML-basierte Modelle.

Ebenfalls sollten die Schädigungsmechanismen bei der FKV-Zerspaltung mit geometrisch unbestimmter Schneide detaillierter untersucht werden. In den durchgeführten Zerspanversuchen wurden, wie bei der Zerspaltung mit definierter Schneide, bei Schnittbewegungen gegen die Faserrichtung erhebliche Tiefenschädigungen festgestellt. Wie in Abschnitt 7.1.3 angedeutet, scheint es aufgrund der unterschiedlichen geometrischen Verhältnisse jedoch unwahrscheinlich, dass der gleiche Mechanismus zugrunde liegt. Der für geometrisch unbestimmte Schneide unterstellte und in Bild 7.8 skizzierte Schädigungsmechanismus kann als Ausgangspunkt für weitere Untersuchungen verwendet werden.

Im Hinblick auf die Optimierung der Bearbeitungsparameter scheint weiterhin eine ausführlichere Untersuchung hoher Schnittgeschwindigkeiten vielversprechend. So wurden im Rahmen der durchgeführten Zerspanversuche gute Bearbeitungsergebnisse insbesondere bei hohen Schnittgeschwindigkeiten erzielt, wobei eine weitere Steigerung aus Gründen der Prozesssicherheit nicht möglich war. Unter Gewährleistung eines sicheren Betriebs verspricht die Anwendung von Prozessparametern aus der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung (HSC) daher durchaus eine weitere Steigerung der Bearbeitungsqualität. Dies deuten auch Erkenntnisse aus der Holzerspaltung an, bei der sich eine sprunghafte Verbesserung der Oberflächenqualität zeigt, sofern die Schnittgeschwindigkeit die Vorspaltgeschwindigkeit übersteigt, mit der sich zerspaltungsinduzierte Risse im Material ausbreiten. Unter Berücksichtigung des ähnlichen Werkstoffaufbaus stellt die Vorspaltgeschwindigkeit von FKV, die bisher nicht untersucht wurde, ebenfalls einen interessanten Forschungsaspekt dar.

LITERATURVERZEICHNIS

- [AAN12] H. Arisawa, S. Akama und H. Niitani. „High-performance cutting and grinding technology for CFRP (Carbon Fiber Reinforced Plastic)“. In: *Mitsubishi Heavy Industries Technical Review* 49 (2012).
- [AB14] D. Aslan und E. Budak. „Semi-analytical Force Model for Grinding Operations“. In: *Procedia CIRP* 14 (2014), S. 7–12. ISSN: 22128271.
- [AK12] J. C. Aurich und B. Kirsch. „Kinematic simulation of high-performance grinding for analysis of chip parameters of single grains“. In: *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 5.3 (2012), S. 164–174. ISSN: 17555817.
- [ALB12] A. I. Azmi, R. J. T. Lin und D. Bhattacharyya. „Experimental Study of Machinability of GFRP Composites by End Milling“. In: *Materials and Manufacturing Processes* 27.10 (2012), S. 1045–1050. ISSN: 1042-6914.
- [Alt+14] Y. Altintas, P. Kersting, D. Biermann, E. Budak, B. Denkena und I. Lazoglu. „Virtual process systems for part machining operations“. In: *CIRP Annals* 63.2 (2014), S. 585–605.
- [Amm17] C. Ammermann. „Einsatzsimulation für die Werkzeugentwicklung“. Dissertation. Hannover: Leibniz Universität Hannover, 2017.
- [An+15] Q. An, W. Ming, X. Cai und M. Chen. „Study on the cutting mechanics characteristics of high-strength UD-CFRP laminates based on orthogonal cutting method“. In: *Composite Structures* 131 (2015), S. 374–383. ISSN: 0263-8223.
- [Asl+09] K. Aslantas, O. Özbek, İ. Uzun und İ. S. Büyüksağş. „Investigation of the Effect of Axial Cutting Force on Circular Diamond Sawblade Used in Marble Cutting Process“. In: *Materials and Manufacturing Processes* 24.12 (2009), S. 1423–1430. ISSN: 1042-6914.
- [ASM12] H. Attia, A. Sadek und M. Meshreki. „High speed machining processes for fiber-reinforced composites“. In: *Machining Technology for Composite Materials*. Elsevier, 2012, S. 333–364.
- [AVK10] AVK - Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e.V., Hrsg. *Handbuch Faserverbundkunststoffe: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen ; mit 46 Tabellen*. 3., vollst. überarb. Aufl. Praxis. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2010. ISBN: 9783834808813.
- [Bat23] Batz+Burgel GmbH, Hrsg. *Aluminium EN AW-2024: Mechanische Eigenschaften*. 2023. URL: <https://batz-burgel.com/metallhandel/lieferant-aluminium/en-aw-2024/> (besucht am 08.01.2024).
- [BF12] D. Biermann und M. Feldhoff. „Abrasive points for drill grinding of carbon fibre reinforced thermoset“. In: *CIRP Annals* 61.1 (2012), S. 299–302.
- [Bha+95] N. Bhatnagar, N. Ramakrishnan, N. Naik und R. Komanduri. „On the machining of fiber reinforced plastic (FRP) composite laminates“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 35.5 (1995), S. 701–716. ISSN: 08906955.

- [BOT09] E. Budak, E. Ozturk und L. T. Tunc. „Modeling and simulation of 5-axis milling processes“. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 58.1 (2009), S. 347–350. ISSN: 00078506.
- [Bou+11] A. Boudelier, M. Ritou, S. Garnier und B. Furet. „Optimization of Process Parameters in CFRP Machining with Diamond Abrasive Cutters“. In: *Advanced Materials Research* 223 (2011), S. 774–783. ISSN: 1662-8985.
- [Bou+13] A. Boudelier, M. Ritou, S. Garnier und B. Furet. „Investigation of CFRP machining with diamond abrasive cutters“. In: *Revue des composites et des matériaux avancés* 23.3 (2013), S. 425–436.
- [Bou+18] A. Boudelier, M. Ritou, S. Garnier und B. Furet. „Cutting force model for machining of CFRP laminate with diamond abrasive cutter“. In: *Production Engineering* 12.2 (2018), S. 279–287. ISSN: 0944-6524.
- [BP98] S. Boedo und V. Prantil. „Corrected Solution of Clamped Ring Plate with Edge Point Load“. In: *Journal of Engineering Mechanics* 124.6 (1998), S. 696–697.
- [BPO17] L. Berglind, D. Plakhotnik und E. Ozturk. „Discrete Cutting Force Model for 5-Axis Milling with Arbitrary Engagement and Feed Direction“. In: *Procedia CIRP* 58 (2017), S. 445–450. ISSN: 22128271.
- [Bri+06] E. Brinksmeier, J. C. Aurich, E. Govekar, C. Heinzl, H.-W. Hoffmeister, F. Klocke, J. Peters, R. Rentsch, D. J. Stephenson, E. Uhlmann, K. Weinert und M. Wittmann. „Advances in Modeling and Simulation of Grinding Processes“. In: *CIRP Annals* 55.2 (2006), S. 667–696.
- [Brü18] F. Brüggemann. „Bauteilqualität und Werkzeugverschleiß beim Fräsen von CFK-Gelege unter räumlichen Eingriffsbedingungen“. Dissertation. Hamburg: Technischen Universität Hamburg, 2018.
- [BSG17] Y. Babenko, M. Schneider und A. Gebhardt. „Temperaturanalyse beim Trennschleifen von CFK“. In: *wt Werkstattstechnik online* 107.01-02 (2017), S. 87–93. ISSN: 1436-4980.
- [Cam10] F. Campbell. *Structural Composite Materials*. Materials Park: ASM International, 2010. ISBN: 9781615031405.
- [Cap96] G. Caprino. „Effect of tool wear on cutting forces in the orthogonal cutting of unidirectional glass fibre-reinforced plastics“. In: *Composites Part A-Applied Science And Manufacturing* 27.5 (1996), S. 409–415.
- [Cer] Ceratizit Group, Hrsg. *HSC-Fräsen (High Speed Cutting) - Tempo machen beim Zerspanen*. URL: <https://cuttingtools.ceratizit.com/de/de/zerspanungswissen/fraesbearbeitung/ratgeber/hsc-fraesen.html> (besucht am 08.01.2024).
- [Cha09] A. Chatterjee. „Thermal degradation analysis of thermoset resins“. In: *Journal of Applied Polymer Science* 114.3 (2009), S. 1417–1425. ISSN: 00218995.
- [Che+14] D. Che, I. Saxena, P. Han, P. Guo und K. F. Ehmann. „Machining of Carbon Fiber Reinforced Plastics/Polymers: A Literature Review“. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 136.3 (2014). ISSN: 1087-1357.
- [CR92] K. Colligan und M. Ramulu. „The effect of edge trimming on composite surface plies“. In: *Manufacturing Review* 5.5 (1992), S. 274–283.

- [CR99] K. Colligan und M. Ramulu. „Edge Trimming of Graphite/Epoxy with Diamond Abrasive Cutters“. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 121.4 (1999), S. 647–655. ISSN: 1087-1357.
- [Cri+12] L. Cristóvão, O. Broman, A. Grönlund, M. Ekevad und R. Siteo. „Main cutting force models for two species of tropical wood“. In: *Wood Material Science & Engineering* 7.3 (2012), S. 143–149.
- [CZM12] J. F. Chatelain, I. Zaghbani und J. Monier. „Effect Of Ply Orientation On Roughness For The Trimming Process Of Cfrp Laminates“. In: (2012).
- [Dav10] J. P. Davim. *Machining composite materials*. 1. publ. London und Hoboken, NJ: ISTE und Wiley, 2010. ISBN: 978-1-848-21170-4.
- [Del+19] I. Del Sol, A. Rivero, López de Lacalle, Luis Norberto und A. J. Gamez. „Thin-Wall Machining of Light Alloys: A Review of Models and Industrial Approaches“. In: *Materials* 12.12 (2019), S. 2012. ISSN: 1996-1944.
- [DIN03a] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN 8589-0: Fertigungsverfahren Spanen - Teil 0: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. 2003.
- [DIN03b] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN 8589-11: Fertigungsverfahren Spanen - Teil 11: Schleifen mit rotierendem Werkzeug; Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. 2003.
- [DIN18] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN EN 485-2: Aluminium und Aluminiumlegierungen – Bänder, Bleche und Platten: Teil 2: Mechanische Eigenschaften*. Berlin, 2018.
- [DIN19a] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN EN 13236: Sicherheitsanforderungen für Schleifwerkzeuge mit Diamant oder Bornitrid*. 2019.
- [DIN19b] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN EN ISO 16090-1: Werkzeugmaschinen-Sicherheit - Bearbeitungszentren, Fräsmaschinen, Transfermaschinen - Teil 1: Sicherheitsanforderungen*. Berlin, 2019.
- [DIN22a] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN 8580: Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung*. 2022.
- [DIN22b] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN EN ISO 21920-2: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Profile - Teil 2: Begriffe und Kenngrößen für die Oberflächenbeschaffenheit*. Berlin, 2022.
- [DIN22c] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN ISO 525: Schleifwerkzeug aus gebundenem Schleifmittel - Formen, Bezeichnung und Kennzeichnung*. 2022.
- [DIN23] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN EN ISO 25178-2: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft - Teil 2: Begriffe und Kenngrößen für die Oberflächenbeschaffenheit*. Berlin, 2023.
- [DIN82] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN 6584: Begriffe der Zerspanntechnik: Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen*. Berlin, 1982.
- [DIN85] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN 6581: Begriffe der Zerspanntechnik; Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeugs*. Berlin, 1985.
- [DLB11] B. Denkena, A. Lucas und E. Bassett. „Effects of the cutting edge microgeometry on tool wear and its thermo-mechanical load“. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 60.1 (2011), S. 73–76. ISSN: 00078506.

- [DR05] J. Davim und P. Reis. „Damage and dimensional precision on milling carbon fiber-reinforced plastics using design experiments“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 160.2 (2005), S. 160–167. ISSN: 0924-0136.
- [DR20] J. Dietrich und A. Richter. *Praxis der Zerspantechnik: Verfahren, Prozesse, Werkzeuge*. 13., überarbeitete und ergänzte Auflage. Springer eBook Collection. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2020. ISBN: 9783658309671.
- [DT11] B. Denkena und H. K. Tönshoff. *Spanen: Grundlagen*. 3., bearb. und erw. Aufl. VDI-Buch. Berlin und Heidelberg: Springer, 2011. ISBN: 978-3-642-19771-0.
- [Du+19] J. Du, H. Zhi, P. Liu und Y. Bai. „A novel method of calculating the engagement length of cutting edge in five-axis machining“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 102.9-12 (2019), S. 3977–3994. ISSN: 0268-3768.
- [Dub+17] N. Duboust, H. Ghadbeigi, C. Pinna, S. Ayvar-Soberanis, A. Collis, R. Scaife und K. Kerrigan. „An optical method for measuring surface roughness of machined carbon fibre-reinforced plastic composites“. In: *Journal of Composite Materials* 51.3 (2017), S. 289–302. ISSN: 0021-9983.
- [Dub+21] N. Duboust, M. Watson, M. Marshall, G. E. O’Donnel und K. Kerrigan. „Towards intelligent CFRP composite machining: Surface analysis methods and statistical data analysis of machined fibre laminate surfaces“. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 235.10 (2021), S. 1602–1617. ISSN: 0954-4054.
- [EA01] S. Engin und Y. Altintas. „Mechanics and dynamics of general milling cutters - Part I“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41.15 (2001), S. 2195–2212. ISSN: 08906955.
- [EBA05] A. Ersoy, S. Buyuksagic und U. Atici. „Wear characteristics of circular diamond saws in the cutting of different hard abrasive rocks“. In: *Wear* 258.9 (2005), S. 1422–1436. ISSN: 0043-1648.
- [Ehr06] G. W. Ehrenstein. *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften*. 2. völlig überarbeitete Auflage. Hanser eLibrary. München: Hanser, 2006. ISBN: 9783446457546.
- [El+11] M. H. El-Hofy, S. L. Soo, D. K. Aspinwall, W. M. Sim, D. Pearson und P. Harden. „Factors Affecting Workpiece Surface Integrity in Slotting of CFRP“. In: *Procedia Engineering* 19 (2011), S. 94–99. ISSN: 18777058.
- [FBW09] A. Faraz, D. Biermann und K. Weinert. „Cutting edge rounding: An innovative tool wear criterion in drilling CFRP composite laminates“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49.15 (2009), S. 1185–1196. ISSN: 08906955.
- [Fis98] R. Fischer. *Verbesserung der Oberflächenbearbeitung von Holz mit geometrisch bestimmten Schneiden durch lineare Schnittbewegung*. Hrsg. von R. Fischer. 1998.
- [Fri17] H. E. Friedrich, Hrsg. *Leichtbau in der Fahrzeugtechnik*. 2. Auflage. ATZ/MTZ-Fachbuch. Wiesbaden und Heidelberg: Springer Vieweg, 2017. ISBN: 978-3658122942.

- [Gao+22] T. Gao, Y. Zhang, C. Li, Y. Wang, Y. Chen, Q. An, S. Zhang, H. N. Li, H. Cao, H. M. Ali, Z. Zhou und S. Sharma. „Fiber-reinforced composites in milling and grinding: machining bottlenecks and advanced strategies“. In: *Frontiers of Mechanical Engineering* 17.2 (2022). ISSN: 2095-0233.
- [Gei+23] N. Geier, J. Xu, D. I. Poór, J. H. Dege und J. P. Davim. „A review on advanced cutting tools and technologies for edge trimming of carbon fibre reinforced polymer (CFRP) composites“. In: *Composites Part B: Engineering* 266 (2023). ISSN: 13598368.
- [Gei17] T. Geis. „Bearbeitungsstrategien zur Zerspanung von Faser-Verbund-Honeycomb-Sandwich“. Dissertation. Hamburg: Technische Universität Hamburg, 2017.
- [GEP04] P. Ghidossi, M. El Mansori und F. Pierron. „Edge machining effects on the failure of polymer matrix composite coupons“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 35.7-8 (2004), S. 989–999. ISSN: 1359835X.
- [GKH14] T. Geis, C. Klingelhöller und W. Hintze. „Constant Depth Scoring of Fibre Reinforced Plastic Structures to Prevent Delamination“. In: *Procedia CIRP* 14 (2014), S. 205–210. ISSN: 22128271.
- [Gla04] T. Glatzel. *Trennschleifen von Granit mit dünnen Werkzeugen: Zugl.: Hannover, Univ., Diss., 2004*. Bd. 12/2004. Berichte aus dem IFW / Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen. Garbsen: PZH Produktionstechn. Zentrum, 2004. ISBN: 3936888639.
- [Got03] C. Gottlöber. „Ein Weg zur Optimierung von Spanungsprozessen am Beispiel des Umfangsplanfräsens von Holz und Holzwerkstoffen“. Dissertation. Dresden: Technisch Universität Dresden, 2003.
- [Got14] C. Gottlöber. *Zerspanung von Holz und Holzwerkstoffen: Grundlagen - Systematik - Modellierung - Prozessgestaltung*. Leipzig und München: Fachbuchverl. Leipzig/Hanser, 2014. ISBN: 3446440585.
- [Gün23] Günter Effgen GmbH, Hrsg. *Diamant- und Bornitrid-Werkzeuge in galvanischer Bindung*. 2023. URL: https://effgen.com/wp-content/uploads/2020/08/10-ElectroplatedTools_GalvanischeBindung-2014.pdf (besucht am 08.01.2024).
- [Had+13] M. Haddad, R. Zitoune, F. Eyma und B. Castanié. „Machinability and surface quality during high speed trimming of multi directional CFRP“. In: *International Journal of Machining and Machinability of Materials* 13.2/3 (2013), S. 289. ISSN: 1748-5711.
- [Har12] D. Hartmann. „Delamination an Bauteilkanten beim Umrissfräsen kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe“. Zugl.: Hamburg, Techn. Univ., Diss., 2012. Hamburg: IPMT, 2012.
- [HB18] W. Hintze und F. Brüggmann. „Influence of spatial tool inclination on delamination when milling CFRP“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 252 (2018), S. 830–837. ISSN: 0924-0136.
- [HCK15] W. Hintze, M. Cordes und G. Koerkel. „Influence of weave structure on delamination when milling CFRP“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 216 (2015), S. 199–205.

- [Hen+15] M. Henerichs, R. Voß, F. Kuster und K. Wegener. „Machining of carbon fiber reinforced plastics: Influence of tool geometry and fiber orientation on the machining forces“. In: *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 9 (2015), S. 136–145. ISSN: 17555817.
- [HH13] W. Hintze und D. Hartmann. „Modeling of Delamination During Milling of Unidirectional CFRP“. In: *Procedia CIRP* 8 (2013), S. 444–449. ISSN: 22128271.
- [HHG12] W. Hintze, D. Hartmann und U. Goßmann. „Fertigungstechnik-Kantenqualität beim Umrissfräsen von CFK verbessern“. In: *VDI Z-Integrierte Produktion* 154.1 (2012), S. 24.
- [HHS11] W. Hintze, D. Hartmann und C. Schütte. „Occurrence and propagation of delamination during the machining of carbon fibre reinforced plastics (CFRPs) – An experimental study“. In: *Composites Science and Technology* 71.15 (2011), S. 1719–1726. ISSN: 02663538.
- [Hin+16] W. Hintze, M. Cordes, T. Geis, M. Blühm, C. Emmelmann und M. Canisius. „Laser Scored Machining of Fiber Reinforced Plastics to Prevent Delamination“. In: *Procedia Manufacturing* 6 (2016), S. 1–8. ISSN: 23519789.
- [Hin+23] W. Hintze, A. Brouschkin, L. Köttner und M. Blühm. „Model Based Prediction of Force and Roughness Extrema Inherent in Machining of Fibre Reinforced Plastics Using Data Merging“. In: *Production at the Leading Edge of Technology*. Hrsg. von M. Liewald, A. Verl, T. Bauernhansl und H.-C. Möhring. Lecture Notes in Production Engineering. Cham: Springer International Publishing und Imprint Springer, 2023, S. 42–51. ISBN: 978-3-031-18317-1.
- [Hin21] W. Hintze. *CFK-Bearbeitung*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2021. ISBN: 978-3-662-63264-2.
- [HK03] Z. B. Hou und R. Komanduri. „On the mechanics of the grinding process – Part I. Stochastic nature of the grinding process“. In: *INTERNATIONAL JOURNAL OF MACHINE TOOLS & MANUFACTURE* 43.15 (2003), S. 1579–1593. ISSN: 0890-6955.
- [HK16] W. Hintze und C. Klingelhöller. „Verfahren zur Herstellung von einfach oder mehrfach gekurvten Konturen mit kegelstumpf- oder doppelkegelstumpfförmigem Werkzeug“. DE102014017547 (A1). 2016.
- [HK17] W. Hintze und C. Klingelhöller. „Analysis and Modeling of Heat Flux into the Tool in Abrasive Circular Cutting of Unidirectional CFRP“. In: *Procedia CIRP* 66 (2017), S. 210–214. ISSN: 22128271.
- [HKL14] W. Hintze, C. Klingelhöller und O. Langhof. „Verfahren zum Herstellen von einfach oder mehrfach gekurvten Konturen sowie ein entsprechendes Werkzeug“. DE102013003233 (A1). 2014.
- [HKL15] W. Hintze, C. Klingelhöller und O. Langhof. „Curved sawing of thin lightweight components“. In: *Production Engineering* 9.1 (2015), S. 51–59. ISSN: 0944-6524.
- [Hoc12] H. Hocheng. *Machining technology for composite materials: Principles and practice*. Woodhead Publishing in materials. Philadelphia, Pa: Woodhead Pub, 2012. ISBN: 9780857095145.

- [Hoh92] V. Hohensee. „Umrissbearbeitung faserverstärkter Kunststoffe durch Fräsen und Laserschneiden“. In: *Berichte aus dem Institut für Fertigungstechnik und spanende Werkzeugmaschinen (Universität Hannover)* 251 (1992).
- [Hos+14] A. Hosokawa, N. Hirose, T. Ueda und T. Furumoto. „High-quality machining of CFRP with high helix end mill“. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 63.1 (2014), S. 89–92. ISSN: 00078506.
- [HS88] R. Holz und J. Sauren. *Schleiftechnisches Handbuch: Schleifen mit Diamant und CBN*. Essen: Vulkan-Verl., 1988. ISBN: 3802726812.
- [HSS14] W. Hintze, C. Schütte und S. Steinbach. „Influence of the Fiber Cutting Angle on Work Piece Temperature in Drilling of Unidirectional CFRP“. In: *New Production Technologies in Aerospace Industry*. Springer, Cham, 2014, S. 137–143.
- [HZ03] N. S. Hu und L. C. Zhang. „A study on the grindability of multidirectional carbon fibre-reinforced plastics“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 140.1-3 (2003), S. 152–156. ISSN: 0924-0136.
- [HZ04] N. Hu und L. Zhang. „Some observations in grinding unidirectional carbon fibre-reinforced plastics“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 152.3 (2004), S. 333–338.
- [Ili08] D. Iliescu. „Approches experimentale et numerique de l’usinage a sec des composites carbone/epoxy“. Dissertation. Paris: Arts et Métiers ParisTech, 2008.
- [Jae42] J. C. Jaeger. „Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts“. In: *Journal and Proceedings of the Royal Society of New South Wales* 76 (1942), S. 203–224.
- [Kal08] D. Kalla. „Committee Neural Network Force Prediction Model in Milling of Fiber Reinforced Polymers“. Dissertation. Wichita State University, 2008.
- [KBD12] Y. Karpat, O. Bahtiyar und B. Değer. „Mechanistic force modeling for milling of unidirectional carbon fiber reinforced polymer laminates“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 56 (2012), S. 79–93. ISSN: 08906955.
- [Kin10] J. Kindler. „Werkstückqualität und Standzeitoptimierung von Zerspanwerkzeugen bei der Umrissbearbeitung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen“. Dissertation. Hamburg: Technische Universität Hamburg, 2010.
- [Kiv50] E. Kivimaa. „Cutting force in woodworking“. Dissertation. Helsinki: Helsinki University of Technology, 1950.
- [KJH24] L. Köttner, L. Jakele und W. Hintze. „Kraftmodellierung beim Schleifen von UD-CFK unter räumlichen Eingriffsbedingungen“. In: *Schweizer Schleif-Symposium 2024* (2024).
- [Kli16] C. Klingelhöller. „Trennschleifen von CFK-Schalenbauteilen mit räumlich gekrümmten Konturen“. Dissertation. Hamburg: Technische Universität Hamburg, 2016.

- [Klo+15] F. Klocke, S. L. Soo, B. Karpuschewski, J. A. Webster, D. Novovic, A. Elfizy, D. Axinte und S. Tönissen. „Abrasive machining of advanced aerospace alloys and composites“. In: *CIRP Annals* 64.2 (2015), S. 581–604.
- [Klo18a] F. Klocke. *Fertigungsverfahren 1: Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide*. 9. Aufl. 2018. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2018. ISBN: 9783662542071.
- [Klo18b] F. Klocke. *Fertigungsverfahren 2: Zerspanung mit geometrisch unbestimmter Schneide*. 5. Auflage 2017. VDI-Buch. Berlin: Springer Berlin und Springer Vieweg, 2018. ISBN: 9783662533093.
- [KLV83] A. Koplev, A. Lystrup und T. Vorm. „The cutting process, chips, and cutting forces in machining CFRP“. In: *COMPOSITES* 14.4 (1983), S. 371–376.
- [KO16] K. Kerrigan und G. E. O'Donnell. „On the Relationship between Cutting Temperature and Workpiece Polymer Degradation During CFRP Edge Trimming“. In: *Procedia CIRP* 55 (2016), S. 170–175. ISSN: 22128271.
- [Kör15] G. Körkel. „Zerspanbarkeitsbewertung von Faserverbundkunststoffen“. Dissertation. Hamburg: Technische Universität Hamburg, 2015.
- [KST10] D. Kalla, J. Sheikh-Ahmad und J. Twomey. „Prediction of cutting forces in helical end milling fiber reinforced polymers“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 50.10 (2010), S. 882–891. ISSN: 08906955.
- [KV52] O. Kienzle und H. Victor. „Die bestimmung von kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen“. In: *VDI-Z* 94.11 (1952), S. 299–305.
- [Kvi+14] M. Kvietková, M. Gaff, M. Gašparík, R. Kminiak und A. Kriš. „Effect of Number of Saw Blade Teeth on Noise Level and Wear of Blade Edges during Cutting of Wood“. In: *Bioresources* 10.1 (2014), S. 1657–1666. ISSN: 1930-2126.
- [LA96] P. Lee und Y. Altintaş. „Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 36.9 (1996), S. 1059–1072. ISSN: 08906955.
- [Lan+86] R. W. Lang, H. Stutz, M. Heym und D. Nissen. „Polymere Hochleistungsfaserverbundwerkstoffe“. In: *Angewandte Makromolekulare Chemie* 145.1 (1986), S. 267–321. ISSN: 00033146.
- [Läs+12] R. Lässig, M. Eisenhut, A. Mathias, R. T. Schulte, F. Peters, T. Kühmann, T. Waldmann und W. Begemann. *Serienproduktion von hochfesten Faserverbundbauteilen: Perspektiven für den deutschen Maschinen- und Anlagenbau*. Roland Berger, 2012.
- [LBE11] I. Lazoglu, Y. Boz und H. Erdim. „Five-axis milling mechanics for complex free form surfaces“. In: *CIRP Annals* 60.1 (2011), S. 117–120.
- [LCT16] V. Lopresto, A. Caggiano und R. Teti. „High Performance Cutting of Fibre Reinforced Plastic Composite Materials“. In: *Procedia CIRP* 46 (2016), S. 71–82. ISSN: 22128271.
- [LKC00] D. G. Lee, P. J. Kim und J. K. Choi. „Temperature Rise and Surface Roughness of Carbon Fiber Epoxy Composites During Cut-Off Grinding“. In: *Journal of Composite Materials* 34.24 (2000), S. 2061–2080. ISSN: 0021-9983.

- [Mag08] E. Magoss. *General Regularities of the Wood Surface Roughness: A new approach for wood species characterisation: Progress Report No. 1*. Hrsg. von University of West-Hungary. 2008.
- [Mau91] U. Maulhardt. „Dynamisches Verhalten von Kreissägen“. Diss. München: Technische Universität München, 1991.
- [Meh+19] J. Mehnen, W. Hintze, L. Köttner und R. von Wenserski. „Temperature field due to a moving heat source in machining orthotropic composites with arbitrary fiber orientation“. In: *Procedia CIRP* 85 (2019), S. 2–7. ISSN: 22128271.
- [Meh23] J. P. Mehnen. „Modellgestützte Berechnung der thermischen Belastung bei der Zerspaltung von unidirektionalem CFK“. Dissertation. Hamburg: Technische Universität Hamburg, 2023.
- [Mei11] M. Meister. *Vademecum des Schleifens*. München: Hanser, 2011. ISBN: 978-3446426184.
- [Men+15] Q. Meng, K. Zhang, H. Cheng, S. Liu und S. Jiang. „An analytical method for predicting the fluctuation of thrust force during drilling of unidirectional carbon fiber reinforced plastics“. In: *Journal of Composite Materials* 49.6 (2015), S. 699–711. ISSN: 0021-9983.
- [MSa+15] R. M'Saoubi, D. Axinte, S. L. Soo, C. Nobel, H. Attia, G. Kappmeyer, S. Engin und W.-M. Sim. „High performance cutting of advanced aerospace alloys and composite materials“. In: *CIRP Annals* 64.2 (2015), S. 557–580.
- [NC19] V. Nasir und J. Cool. „Optimal power consumption and surface quality in the circular sawing process of Douglas-fir wood“. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 77.4 (2019), S. 609–617. ISSN: 0018-3768.
- [NMB14] M. Neitzel, P. Mitschang und U. P. Breuer, Hrsg. *Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*. 2., aktualisierte und erweiterte Auflage. München: Hanser, 2014. ISBN: 3446436960.
- [NS05] W.-H. Niemeyer und S. Splithöfer. „Perfekter Schnitt - neue Werkzeuge für die spanende Bearbeitung von Leichtbauwerkstoffen“. In: *Holztechnologie* 46.2 (2005), S. 35–43.
- [OB07] E. Ozturk und E. Budak. „MODELING OF 5-AXIS MILLING PROCESSES“. In: *Machining Science and Technology* 11.3 (2007), S. 287–311.
- [OER] OERTLI Werkzeuge AG, Hrsg. *Werkzeugkatalog: Technische Erläuterungen, Bearbeitungslage, Arbeitssicherheit, Zeichenerklärung*. URL: <https://www.oertli.ch/wp-content/uploads/PDF-Technische-Erlaeuterungen-Bearbeitungslage-Arbeitssicherheit-Zeichenerklaerung.pdf> (besucht am 08.01.2024).
- [Pap21] O. Pape. „Entwicklung von Fräswerkzeugen durch geometrische Simulationen“. Dissertation. Hannover: Leibniz Universität Hannover, 2021.
- [Pau08] E. Paucksch. *Zerspantechnik: Prozesse, Werkzeuge, Technologien*. 12., vollständig überarbeitete und erweiterte Auflage. Springer eBook Collection Computer Science & Engineering. Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2008. ISBN: 9783834894946.

- [PD09] K. Palanikumar und J. P. Davim. „Assessment of some factors influencing tool wear on the machining of glass fibre-reinforced plastics by coated cemented carbide tools“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 209.1 (2009), S. 511–519. ISSN: 0924-0136.
- [PH99] H. Y. Puw und H. Hocheng. „Milling of Polymer Composites“. In: *Machining of Ceramics and Composites* (1999).
- [PRB12] O. Pecat, R. Rentsch und E. Brinksmeier. „Influence of Milling Process Parameters on the Surface Integrity of CFRP“. In: *Procedia CIRP* 1 (2012), S. 466–470. ISSN: 22128271.
- [Puc96] A. Puck. *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis*. München und Wien: Hanser, 1996. ISBN: 3446181946.
- [Reh02] K. Rehm. „Untersuchungen zur Modellierung des Qualitätsbildungsmechanismus beim Fräsen von Holz unter der Berücksichtigung der Mehrachsbearbeitung“. Dissertation. Dresden: Technische Universität Dresden, 2002.
- [Rei29] H. Reißner. „Über die unsymmetrische Biegung dünner Kreisringplatten“. In: *Ingenieur-Archiv* 1.1 (1929), S. 72–83. ISSN: 0020-1154.
- [Rei91] W. Reimann. *Hochgeschwindigkeitsfräsen von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen*. C. Hanser, 1991.
- [Rum96] S. Rummenhöller. *Werkstofforientierte Prozessauslegung für das Fräsen kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe: Zugl.: Aachen, Technische Hochschule, Diss., 1996*. Als Ms. gedr. Bd. 96,8. Berichte aus der Produktionstechnik. Aachen: Shaker, 1996. ISBN: 3826514297.
- [Rüt00] R. Rütli. *Beitrag zur Prozessmodellierung am Beispiel des Zahnradhonnens*. 2000.
- [Sas+14] H. Sasahara, T. Kikuma, R. Koyasu und Y. Yao. „Surface grinding of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) with an internal coolant supplied through grinding wheel“. In: *Precision Engineering* 38.4 (2014), S. 775–782. ISSN: 01416359.
- [SBB21] M. Solf, J. Brimmers und T. Bergs. „Modeling of Contact Conditions and Local Load in Bevel Gear Grinding“. In: *Production at the leading edge of technology 2020* (2021), S. 246–255.
- [Sch+12] M. Schneider, C. Birenbaum, A. Forbes, T. Mayer und J. Burkhardt. *Spanende Bearbeitung von Leichtbauwerkstoffen: Einführung und Überblick*. 2012.
- [Sch+16] M. Schneider, T. Mayer, R. Beckenlechner und B. Lupberger. „Spanende Bearbeitung von CFK mittels Kreissägeverfahren“. In: *ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* 111.7-8 (2016), S. 403–406. ISSN: 0947-0085.
- [Sch07] H. Schürmann. *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 2., bearb. u. erw. Aufl. 2007. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2007. ISBN: 9783540721901.
- [Sch14] C. Schütte. „Bohren und Hobeln von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen unter besonderer Berücksichtigung der Schneide-Faser-Lage“. Dissertation. Hamburg: Technische Universität Hamburg, 2014.

- [She09] J. Sheikh-Ahmad. *Machining of Polymer Composites*. Boston, MA: Springer US, 2009. ISBN: 978-0-387-35539-9.
- [SHQ19] J. Sheikh-Ahmad, Y. He und L. Qin. „Cutting force prediction in milling CFRPs with complex cutter geometries“. In: *Journal of Manufacturing Processes* 45 (2019), S. 720–731. ISSN: 15266125.
- [Shy+21] I. Shyha, D. Huo, P. Hesamikoji, H. Eldessouky und M. A. El-Sayed. „Performance of a new hybrid cutting-abrasive tool for the machining of fibre reinforced polymer composites“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 112.3-4 (2021), S. 1101–1113. ISSN: 0268-3768.
- [Sie15] Siemens AG, Hrsg. *Sinumerik 840D sl/828D - Arbeitsvorbereitung - Programmierhandbuch*. 2015. URL: https://cache.industry.siemens.com/dl/files/532/109481532/att_862907/v1/PGAsl_1015_de_de-DE.pdf (besucht am 08.01.2024).
- [Sie18] Siemens AG, Hrsg. *Sinumerik 840D sl - Sonderfunktionen - Funktionshandbuch*. 2018. URL: https://cache.industry.siemens.com/dl/files/229/109763229/att_971098/v1/840Dsl_special_fct_man_1218_de-DE.pdf (besucht am 08.01.2024).
- [Sie21] Siemens AG, Hrsg. *Sinumerik Operate - Fräsen (Sinumerik 840D sl / Sinumerik 828D): Steuerungsübersicht für Verkäufer von Werkzeugmaschinen*. 2021. URL: https://static.dc.siemens.com/cnc4you/CNC-Downloads/828D_840Dsl_Operate_Milling_offer_ov_0821_de-DE.pdf (besucht am 08.01.2024).
- [SL95] G. Spur und U. Lachmund. „Drehen von Faserverbundkunststoffen mit diamantbeschichtetem Hartmetall“. In: *Industrie Diamanten Rundschau* 29.3 (1995), S. 152–159.
- [SLJ10] D. E. Saloni, R. L. Lemaster und S. D. Jackson. „Process monitoring evaluation and implementation for the wood abrasive machining process“. In: *Sensors* 10.11 (2010), S. 10401–10412. ISSN: 1424-8220.
- [SM77] R. Szymani und C. D. Mote. „Principal developments in thin circular saw vibration and control research“. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 35.6 (1977), S. 219–225. ISSN: 0018-3768.
- [Soo+12] S. L. Soo, I. S. Shyha, T. Barnett, D. K. Aspinwall und W.-M. Sim. „Grinding performance and workpiece integrity when superabrasive edge routing carbon fibre reinforced plastic (CFRP) composites“. In: *CIRP Annals* 61.1 (2012), S. 295–298.
- [Sou22] R. V. Southwell. „On the free transverse vibrations of a uniform circular disc clamped at its centre; and on the effects of rotation“. In: *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character* 101.709 (1922), S. 133–153. ISSN: 0950-1207.
- [SS83] K. Sakuma und M. Seto. „Tool Wear in Cutting Glass-fiber-reinforced Plastics: The Relation between Fiber Orientation and Tool Wear“. In: *Bulletin of JSME* 26.218 (1983), S. 1420–1427. ISSN: 1881-1426.
- [SSY18] H. Sasahara, Y. Sukegawa und Y. Yamada. „CFRP machining capability by a circular saw“. In: *Precision Engineering* 52 (2018), S. 291–299. ISSN: 01416359.

- [Sun+21] S. A. Sundi, R. Izamshah, M. S. Kasim, M. F. Jaafar und M. H. Hassan. „Milling/Trimming of Carbon Fiber Reinforced Polymers (CFRP): Recent Advances in Tool Geometrical Design“. In: *Machining and Machinability of Fiber Reinforced Polymer Composites*. Springer, Singapore, 2021, S. 101–128.
- [Sur06] T. Surmann. „Geometrisch-physikalische Simulation der Prozessdynamik für das fünfsichtige Fräsen von Freiformflächen“. Dissertation. Dortmund: Technische Universität Dortmund, 2006.
- [Tei+17] U. Teicher, T. Rosenbaum, A. Nestler und A. Brosius. „Characterization of the Surface Roughness of Milled Carbon Fiber Reinforced Plastic Structures“. In: *Procedia CIRP* 66 (2017), S. 199–203. ISSN: 22128271.
- [Tet02] R. Teti. „Machining of Composite Materials“. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 51.2 (2002), S. 611–634. ISSN: 00078506.
- [Uhl+16] E. Uhlmann, S. Richarz, F. Sammler und R. Hufschmied. „High Speed Cutting of Carbon Fibre Reinforced Plastics“. In: *Procedia Manufacturing* 6 (2016), S. 113–123. ISSN: 23519789.
- [Uhl12] E. Uhlmann. *Fertigungssystem HSC und HP/UP: Bearbeitungssystem Werkzeugmaschine II*. 2012.
- [Voß+17] R. Voß, L. Seeholzer, F. Kuster und K. Wegener. „Influence of fibre orientation, tool geometry and process parameters on surface quality in milling of CFRP“. In: *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 18 (2017), S. 75–91. ISSN: 17555817.
- [Voß+19] R. Voß, L. Seeholzer, F. Kuster und K. Wegener. „Analytical force model for orthogonal machining of unidirectional carbon fibre reinforced polymers (CFRP) as a function of the fibre orientation“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 263 (2019), S. 440–469. ISSN: 0924-0136.
- [Voß17] R. Voß. „Fundamentals of Carbon Fibre Reinforced Polymer (CFRP) Machining“. Dissertation. Zürich: ETH Zürich, 2017.
- [Wan+16] H. Wang, J. Sun, J. Li, L. Lu und N. Li. „Evaluation of cutting force and cutting temperature in milling carbon fiber-reinforced polymer composites“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 82.9-12 (2016), S. 1517–1525. ISSN: 0268-3768.
- [Wan+17] C. Wang, G. Liu, Q. An und M. Chen. „Occurrence and formation mechanism of surface cavity defects during orthogonal milling of CFRP laminates“. In: *Composites Part B: Engineering* 109 (2017), S. 10–22. ISSN: 13598368.
- [Wan+19] Q. Wang, X. Jia, B. Hu und W. Xia. „A mechanistic prediction model of instantaneous cutting forces in drilling of carbon fiber-reinforced polymer“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 103.5-8 (2019), S. 1977–1988. ISSN: 0268-3768.
- [Wan+95] D. H. Wang, C. W. Wern, M. Ramulu und E. Rogers. „Cutting Edge Wear of Tungsten Carbide Tool in Continuous and Interrupted Cutting of a Polymer Composite“. In: *Materials and Manufacturing Processes* 10.3 (1995), S. 493–508. ISSN: 1042-6914.

- [Wei+17] M. Weiß, F. Klocke, S. Barth, M. Rasim und P. Mattfeld. „Detailed Analysis and Description of Grinding Wheel Topographies“. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 139.5 (2017). ISSN: 1087-1357.
- [Wer71] G. Werner. „Kinematik und Mechanik des Schleifprozesses“. Dissertation. Aachen: RWTH Aachen, 1971.
- [WRA95] D. H. Wang, M. Ramulu und D. Arola. „Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. Part II: multi-directional laminate“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 35.12 (1995), S. 1639–1648. ISSN: 08906955.
- [WS22] E. Witten und A. Schuster. „Der Composites-Markt Europa: Marktentwicklungen, Herausforderungen und Chancen“. In: (2022).
- [WZ03] X. M. Wang und L. C. Zhang. „An experimental investigation into the orthogonal cutting of unidirectional fibre reinforced plastics“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43.10 (2003), S. 1015–1022. ISSN: 08906955.
- [Yam+12] Y. Yamada, N. Osumi, A. Takasugi und H. Sasahara. „Curved-Line Cutting Using a Flexible Circular Saw“. In: *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* 6.6 (2012), S. 971–978. ISSN: 1881-3054.
- [YP91] M. Yang und H. Park. „The prediction of cutting force in ball-end milling“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 31.1 (1991), S. 45–54. ISSN: 08906955.
- [YS14] Y. Yamada und H. Sasahara. „Free-form curves cutting using flexible circular saw“. In: *Precision Engineering* 38.3 (2014), S. 611–616. ISSN: 01416359.
- [Yua+18] Z. Yuan, J. Hu, Q. Wen, K. Cheng und P. Zheng. „Investigation on an Innovative Method for High-Speed Low-Damage Micro-Cutting of CFRP Composites with Diamond Dicing Blades“. In: *Materials (Basel, Switzerland)* 11.10 (2018). ISSN: 1996-1944.
- [Zab03] A. Zabel. „Simulationsgestützte Vorhersage des Verschleißverhaltens von Fräsworkzeugen beim Fräsen von Freiformflächen“. Dissertation. Dortmund: Technische Universität Dortmund, 2003.
- [Zäh93] M. F. Zäh. „Dynamisches Prozeßmodell Kreissägen“. Dissertation. Berlin: Technische Universität München, 1993.
- [Zem+15] R. Zemmann, J. Sacherl, W. Hake und F. Bleicher. „New Measurement Processes to Define the Quality of Machined Fibre Reinforced Polymers“. In: *Procedia Engineering* 100 (2015), S. 636–645. ISSN: 18777058.

WERKZEUGPARAMETRISIERUNG: LÄNGEN DER KONTURSEGMENTE

Für die in Kapitel 6 eingeführte geometrische Beschreibung scheibenförmiger Werkzeuge werden die Längen der definierenden Kontursegmente in der Werkzeugbezugsebene P_r benötigt. Diese ergeben sich aus den nachfolgend aufgeführten Gleichungen Gl. (A.1) bis Gl. (A.8) auf Basis der beschreibenden Geometrieparameter, die in Bild A.1 fett gedruckt hervorgehoben sind.

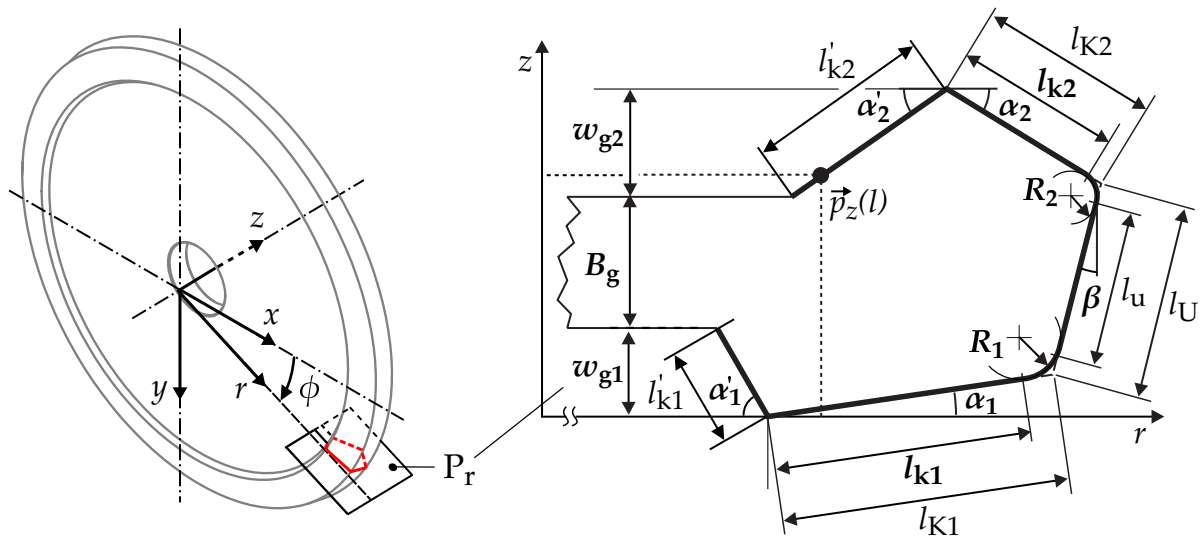


Bild A.1: Parametrisierung scheibenförmiger Werkzeuge mit CCC-tauglicher Schneidengeometrie

Schnittkantenlänge des primären Innenkonus:

$$l'_{k1} = \frac{w_{g1}}{\sin \alpha'_1} \quad (\text{A.1})$$

Schnittkantenlänge des sekundären Innenkonus:

$$l'_{k2} = \frac{w_{g2}}{\sin \alpha'_2} \quad (\text{A.2})$$

Bogenlänge des primären torischen Bereichs:

$$l_{b1} = R_1 \cdot \left(\frac{\pi}{2} - \alpha_1 - \beta \right) \quad (\text{A.3})$$

Bogenlänge des sekundären torischen Bereichs:

$$l_{b2} = R_2 \cdot \left(\frac{\pi}{2} - \alpha_2 + \beta \right) \quad (\text{A.4})$$

Schnittkantenlänge der Umfangsschneide:

$$l_u = l_U - R_1 \cdot \cot\left(\frac{\pi/2 + \alpha_1 + \beta}{2}\right) - R_2 \cdot \cot\left(\frac{\pi/2 + \alpha_2 - \beta}{2}\right) \quad (\text{A.5})$$

Die tatsächliche Umfangsschneidenlänge l_u folgt hierbei aus der Länge der Umfangsschneide bei verschwindenden Verrundungen $R_1 = 0$ und $R_2 = 0$:

$$l_U = \frac{w_{g1} + B_g + w_{g2} - l_{K1} \cdot \sin \alpha_1 - l_{K2} \cdot \sin \alpha_2}{\cos \beta} \quad (\text{A.6})$$

Hierin geht die Schnittkantenlänge des primären Außenkonus für eine verschwindende Verrundung $R_1 = 0$ ein:

$$l_{K1} = l_{k1} + R_1 \cdot \cot\left(\frac{\pi/2 + \alpha_1 + \beta}{2}\right) \quad (\text{A.7})$$

Zusätzlich geht die Schnittkantenlänge des sekundären Außenkonus für eine verschwindende Verrundung $R_2 = 0$ ein:

$$l_{K2} = l_{k2} + R_2 \cdot \cot\left(\frac{\pi/2 + \alpha_2 + \beta}{2}\right) \quad (\text{A.8})$$

DREHMATRIZEN DES \mathbb{R}^3

$$\mathbf{R}_x(\alpha) = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \alpha & -\sin \alpha \\ 0 & \sin \alpha & \cos \alpha \end{pmatrix} \quad (\text{A.9})$$

$$\mathbf{R}_y(\alpha) = \begin{pmatrix} \cos \alpha & 0 & \sin \alpha \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \alpha & 0 & \cos \alpha \end{pmatrix} \quad (\text{A.10})$$

$$\mathbf{R}_z(\alpha) = \begin{pmatrix} \cos \alpha & -\sin \alpha & 0 \\ \sin \alpha & \cos \alpha & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (\text{A.11})$$

SCHRIFTENREIHE

Band 1

Koch, Jens Bodo: Unterstützung der schiffbaulichen Projektierung durch Repräsentation von Erfahrungswissen, 2004.

Band 2

Meyer, Sven: Flexible Gruppenarbeit in der Auftragsfertigung, 2004.

Band 3

Joswig, Dirk: Untersuchungen zum Zerspanverhalten weicher Elastomerwerkstoffe, 2005.

Band 4

Kerse, Nils: Unterstützung der schiffbaulichen Produktentstehung durch Einsatz von Virtual Reality (VR)-Technologien, 2007.

Band 5

Kurzewitz, Mathias: Kompetenzentwicklung als Element erfolgreicher Strategieumsetzung – dargestellt am Beispiel des Schiffbaus, 2007.

Band 6

Davids, Niko: Workflow-Management in Produktentwicklungsprojekten der Investitionsgüterindustrie, 2008.

Band 7

Möller, Carsten: Untersuchungen zum Drehen von gesinterten WC-Co-Hartmetallwalzringen, 2009.

Band 8

Gotsch, Falko: Untersuchungen zum Zerspanverhalten von Elastomerschäumen mit dem Ziel einer wirtschaftlichen Fertigung von Feder-Dämpfer-Bauteilen, 2009.

Band 9

Neumann, Lutz: Risikomanagement bei der Gestaltung von Unternehmenskooperationen – untersucht am Beispiel der Investitionsgüterindustrie, 2009.

Band 10

Sellmer, Dirk: Untersuchungen zur Verbesserung des Arbeitsergebnisses beim Vollbohren unter besonderer Berücksichtigung der Prozesskräfte und der Spanbildung, 2009.

Band 11

Eggers, Daniel: Entwicklung von Dienstleistungsportfolios bei Investitionsgüterherstellern – dargestellt am Beispiel der maritimen Industrie, 2009.

Band 12

Kindler, Jörg: Werkstückqualität und Standzeitoptimierung von Zerspanwerkzeugen bei der Umrissbearbeitung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen, 2010.

Band 13

Frömming, Hanno: Zerspanung von WC-Co-Hartmetall im unterbrochenen Schnitt, 2011.

Band 14

Schweitzer, Thomas: Nutzungsgradsteigerung verketteter Produktionslinien, 2011.

Band 15

Wagner, Lars Arne: Szenariobasierte Planung und Steuerung mit Simulation im Schiffbau, 2011.

Band 16

Schäfer, Christoph: Einsatzmodell zur systematischen Nutzung von Virtueller Realität, 2012.

Band 17

Hartmann, Dirk: Delamination an Bauteilkanten beim Umrissfräsen kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe, 2012.

Band 18

Kuyumcu, Arif: Modellierung der Termintreue in der Produktion, 2013.

Band 19

Czumanski, Thomas: Handlungsorientierte Analyse der Arbeitsproduktivität in der Serienproduktion, 2013.

Band 20

Schütte, Christoph: Bohren und Hobeln von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen unter besonderer Berücksichtigung der Schneide-Faser-Lage, 2014.

Band 21

Wandt, Robert: Modellgestützte Fertigungssteuerung in der Unikatfertigung am Beispiel des Schiffbaus, 2014.

Band 22

Eichenseer, Christiane: Beschichtung, thermomechanische Charakterisierung und Spannungsanalyse von Schneidkeramik, 2014.

Band 23

Heinig, Martin: Nutzung von Virtuellen Technologien für die Montageplanung von Unikaten, 201.

Band 24

Körkel, Gregor K.: Zerspanbarkeitsbewertung von Faserverbundkunststoffen bei der Fräsbearbeitung dünnwandiger Bauteile in der Großserie, 2015.

Band 25

Ramirez Martinez, Juan A.: Flexible Automated Assembly Systems for Large CFRP-Structures using Geometrical and Force Information, 2015.

Band 26

Dose, Frank: Methode zur wissensbasierten Prozessentwicklung - Ein Ansatz für die Berücksichtigung sich wandelnder Teilsysteme beim Bohren von Schichtverbunden, 2015.

Band 27

Trzyna, Daniel: Modellierung und Steuerung von Eilaufträgen in der Produktion, 2015.

Band 28

Griefahn, Dominik: Geometrieprüfung innerer Strukturen von Faserverbund-Sandwichbauteilen, 2015.

Band 29

Borrmann, Christof: Adaptive Montageprozesse für CFK-Großstrukturen mittels Offline-Programmierung von Industrierobotern, 2016.

Band 30

Klingelhöller, Christian: Trennschleifen von CFK-Schalenbauteilen mit räumlich gekrümmten Konturen, 2016.

Band 31

Titov, Fedor: Technologiegestützte Angebotserstellung für den Umbau komplexer Investitionsgüter, 2016.

Band 32

Tietze, Florian: Analyse und Verbesserung der Arbeitsproduktivität in der Unikatproduktion, 2017.

Band 33

Geis, Tobias: Bearbeitungsstrategien zur Zerspanung von Faser-Verbund-Honeycomb-Sandwich, 2017.

Band 34

Koppold, Nico: Kapazitätsplanung und -steuerung in der Instandhaltungsproduktion von Investitionsgütern, 2017.

Band 35

Halata, Philipp S.: Augmented-Reality-gestützte Informationsbereitstellung für die Unikatproduktion, 2018.

Band 36

Brüggemann, Felix: Bauteilqualität und Werkzeugverschleiß beim Fräsen von CFK-Gelege unter räumlichen Eingriffsbedingungen, 2018.

Band 37

Benter, Martin: Analyse von Bewegungsabläufen mit 3D-Kameras, 2018.

Band 38

Koch, Christoph: Wertstromanalyse und -design für Auftragsfertiger, 2018.

Band 39

Cordes, Marcel: Modellierung von Bahngenauigkeit und dynamischer Stabilität beim robotergeführten Fräsen, 2019.

Band 40

Piontek, Andreas: Modellierung der Termintreue im Auftragsdurchlauf, 2020.

Band 41

Grabner, Constantin: Methodengestütztes Produktivitätsmanagement. Entwicklung eines datenbasierten Vorgehens, 2020.

Band 42

Glöckner, Robert: Entwicklung eines Gesamtmodells der Arbeitsproduktivität und der logistischen Zielgrößen, 2020.

Band 43

Schröder, Henrik: Kompetenzentwicklung in der Montage mit Hilfe virtueller Technologien, 2020.

Band 44

Engehausen, Friederike: Modellierung und Auslegung der Reihenfolgebildung mit Rüstfamilien, 2021.

Band 45

Sikorra, Jan Niklas: Frühzeitige Aufwands- und Termineinschätzung der schiffbaulichen Unikatproduktion, 2021.

Band 46

Haux, Moritz A.: Modellierung von Unsicherheiten in der Planung der Unikatproduktion, 2021.

Band 47

von Wenserski, Robert: Helixfräsen und Bohren von laseradditiv gefertigten Bauteilen aus Titan für Luftfahrtanwendungen, 2021.

Band 48

Meluzov, Nikolaj: Informationsmanagement für ein digitales Instandhaltungsassistenzsystem, 2022.

Band 49

Rost, Jan Robert: Digitale Assistenzsysteme für kollaboratives Arbeiten in der Unikatproduktion, 2023.

Band 50

Steenwerth, Philipp: Analyse und Optimierung von Suchvorgängen in der industriellen Produktion, 2023.

Band 51

Brosche, Justus: Nutzung von Motion-Capture-Technologien zur individuellen Ergonomieanalyse in der Produktion, 2023.

Band 52

Mehnen, Jan: Modellgestützte Berechnung der thermischen Belastung bei der Zerspaltung von unidirektionalem CFK, 2023.

Band 53

Mundt, Christopher: Modellbasierte Auftragsannahme und -terminierung, 2024.

Band 54

Winter, Michael: Logistische Modellierung von Chargenarbeitssystemen, 2024.

Band 55

Elzalabany, Ahmed: A Digital Assistance System for Maritime Commissioning Processes, 2024.

Band 56

Breitzke, André: Modellbasierte Identifikation und Korrektur umgebungstemperaturabhängiger thermoelastischer Verlagerungen dreiachsiger Portalfräsmaschinen, 2024.

Band 57

Köttner, Lars Stephan: Zerspankraftmodellierung und Prozessgrenzen der Umrissbearbeitung von FKV-Bauteilen mit scheibenförmigen Werkzeugen, 2025.