

# Kraftmodellierung beim Schleifen von UD-CFK unter räumlichen Eingriffsbedingungen

Lars KÖTTNER\*, Lukas JAKELE und Wolfgang HINTZE

1 Institut für Produktionsmanagement und -technik IPMT, TU Hamburg, Deutschland, lars.koettner@tuhh.de

2 Institut für Produktionsmanagement und -technik IPMT, TU Hamburg, Deutschland

3 Institut für Produktionsmanagement und -technik IPMT, TU Hamburg, Deutschland, w.hintze@tuhh.de

## Zusammenfassung:

Endlosfaserverstärkte Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) spielen für Anwendungen im Leichtbau eine herausragende Rolle. Der orthotrope Aufbau dieser Werkstoffgruppe bedingt jedoch ein richtungsabhängiges Trennverhalten. Bei der spanenden Bearbeitung führt dies unter anderem zu einer Variation der Zerspankräfte im Eingriffsbereich des Werkzeugs bei ansonsten konstanten Zerspanbedingungen. In der Kraftmodellierung wird diesem Umstand üblicherweise durch die Berücksichtigung des Fasertrennwinkels  $\theta$  Rechnung getragen. Der Winkel  $\theta$  entspricht dabei dem eingeschlossenen Winkel zwischen der Schnittrichtung und Faserlängsrichtung innerhalb der Laminebene des FKV. Allerdings ist der Winkel nur beim Besäumen mit Schaftwerkzeugen für eine vollständige Beschreibung der Eingriffsverhältnisse ausreichend. Bei einer Vielzahl weiterer, spanender Bearbeitungsprozesse wie dem Bohren, Kreissägen, Trennschleifen mit Trennscheibe oder dem Oberflächenschleifen lassen sich die Eingriffsverhältnisse und das Trennverhalten hingegen nicht mit nur einem Winkel beschreiben. Zur vollständigen Beschreibung und Modellierung beliebiger Eingriffsverhältnisse wurden daher der räumliche Fasertrennwinkel  $\theta_0$  und der räumliche Eingriffswinkel  $\varphi_0$  eingeführt. Dabei entspricht der Winkel  $\theta_0$  dem eingeschlossenen Winkel zwischen der Schnittrichtung und der Faserlängsrichtung und der Winkel  $\varphi_0$  dem eingeschlossenen Winkel zwischen der Schneidenebenennormalen und der Faserlängsrichtung. Anhand systematischer Schleifversuche an UD-CFK wird in diesem Beitrag aufgezeigt, welchen Einfluss die Variation der Winkel auf die Kräfte beim Schleifen besitzt. Aufbauend wird erstmals ein mechanistisches Kraftmodell entwickelt, welches die Berechnung der Schleifkräfte bei beliebigen räumlichen Eingriffsbedingungen ermöglicht. Die Validierung des Modells erfolgt abschließend anhand eines Trennschleifprozesses mit komplexer Werkzeuggeometrie und Prozesskinematik.

**Schlüsselwörter:** CFK, Faserverbund, Kräfte, Modellierung, Räumliche Eingriffsbedingungen, Trennschleifen

## 1. Einleitung

Aus Gründen der Material- und Energieeffizienz spielt der Leichtbau branchenübergreifend eine zunehmende Rolle. Für anspruchsvolle Anwendungen werden als Leichtbauwerkstoff verbreitet endlosfaserverstärkte Kunststoffe (FKV) eingesetzt. Für hochbelastete Strukturbauteile, die beispielsweise in der Luft- und Raumfahrt vorkommen, sind kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) bedeutsam [1, 2].

Zur Einhaltung von Toleranzanforderungen müssen FKV-Bauteile am Ende der Herstellungsprozesskette oftmals an Konturen, Oberflächen oder Bohrungen spanend bearbeitet werden [3, 4]. Schleifwerkzeuge mit geometrisch unbestimmter Schneide werden hierbei sowohl zur Oberflächenbearbeitung, als auch zur Umrissbearbeitung von Bauteilkonturen eingesetzt. Im letzteren Fall finden hauptsächlich Werkzeuge mit galvanisch gebundener, grober Diamantkörnung im Bereich D252 – D852 Anwendung [5, 6].

Um Schleifprozesse zuverlässig auslegen, überwachen und optimieren zu können, ist die Kenntnis der Schleifkraft von hoher Bedeutung. Neben der Messung der Schleifkräfte spielt dabei auch die modellgestützte

Kraftvorhersage eine wichtige Rolle. Weit verbreitet finden hierbei mechanistische Kraftmodelle Anwendung, welche die Kraft auf der Basis von Kraftkoeffizienten und den jeweiligen Spanungsgrößen berechnen [7-12]. Da die Kraftkoeffizienten experimentell in Abhängigkeit vom bearbeiteten Werkstoff, den Eingriffsbedingungen und den Schnittparametern bestimmt werden, handelt es sich um empirische oder semi-empirische Modelle.

Die Kraftkoeffizienten endlosfaserverstärkter Kunststoffe sind erheblich durch den orthotropen Aufbau des Werkstoffs bestimmt. Dieser führt bei der spanenden Bearbeitung von FKV zu einem charakteristischen Trennverhalten, welches von der Kinematik des Schneideneingriffs relativ zur Faserlängsrichtung abhängt. So unterscheidet Rummenhölter beim Fräsen von CFK verschiedene Trennmechanismen, die auch beim Trennschleifen von CFK auftreten und bereits aus der Holzspannung bekannt sind [11, 13, 14]. Maßgeblich für den Trennmechanismus ist demnach der Fasertrennwinkel  $\theta$ , der als eingeschlossener Winkel zwischen der lokalen Schnittrichtung des Werkzeugs im Eingriffsbereich und der Faserlängsrichtung definiert ist.



Mit Hilfe der eingeführten Basiswinkel  $\varphi_0$  und  $\theta_0$  lassen sich beliebige räumliche Eingriffsbedingungen bzgl. der Faserlängsrichtung beschreiben. Dazu müssen die Winkel jeweils aus der Prozesskinematik, der Werkzeuggeometrie und der Faserorientierung  $\Phi$  bestimmt werden. Jede Basiswinkelkombination ( $\theta_0, \varphi_0$ ) fasst dabei alle Schnittbedingungen zusammen, für die relativ zur Faserrichtung der gleiche Trennvorgang vorliegt. Diese einheitliche Betrachtung des Schneideneingriffs und der Schnittkinematik, ausschließlich in Bezug auf die Faserlängsrichtung, ermöglicht erstmals eine verfahrensunabhängige Beschreibung der FKV-Zerspanung unter räumlichen Eingriffsbedingungen.

## 2.2 Eingriffspfad

Die eingeführten Basiswinkel  $\theta_0$  und  $\varphi_0$  ermöglichen es, den Schneideneingriff während einer Werkzeugumdrehung für beliebige spanende Bearbeitungsprozesse an unidirektionalen FKV als Abfolge von Winkelkombinationen ( $\theta_0, \varphi_0$ ) zu beschreiben. Die über einer Werkzeugumdrehung veränderlichen Winkelkombinationen ( $\theta_0, \varphi_0$ ) können im  $\theta_0$ - $\varphi_0$ -Diagramm als Eingriffspfad des jeweiligen Zerspanvorgangs dargestellt werden, Abbildung 2 (unten). Die Form und Richtung des Eingriffspfads resultieren aus der Prozesskinematik, Werkzeuggeometrie und Faserorientierung  $\Phi$ . Aufgrund der Definitionsbereiche von  $\varphi_0$  in Gl. (2) und von  $\theta_0$  in Gl. (4) sind Eingriffspfade nur in der weiß hinterlegten Dreiecksfläche möglich.

In Abbildung 2 (oben links und unten) sind exemplarisch der Eingriffspfad und einzelne diskrete Pfadpunkte beim Trennschleifen eines unidirektionalen FKV unter dem Faserorientierungswinkel  $\Phi = 45^\circ$  mit einem Schleifstift dargestellt. Hierbei erfolgt die Schnittbewegung in der Laminebene  $P_L$  des FKV und die Werkzeugschneideebene  $P_S$  steht senkrecht zur Laminebene  $P_L$ . In diesem gängigen Fall der konventionellen Umrissbearbeitung bewegt sich der Eingriffspfad exakt auf den Grenzen der Definitionsbereiche gemäß Gl. (2) und Gl. (4).

Beim konventionellen Trennschleifen mit einer Schleifscheibe liegen abweichende Eingriffsbedingungen vor, für die sich die Pfadpunkte in die Dreiecksfläche hinein verschieben, Abbildung 2 (oben rechts und unten). Die Schnitttrichtung liegt hierbei nicht in der Laminebene  $P_L$ , und die Schneideebene  $P_S$  steht nicht senkrecht zu  $P_L$ . Der Eingriffspfad zeigt dadurch eine Krümmung und unterscheidet sich deutlich vom Pfad des Trennschleifens mit Schleifstift. Dies weist darauf hin, dass sich die Fasertrennvorgänge zwischen beiden Verfahren deutlich unterscheiden. Bei Zerspanverfahren mit scheibenförmigen Werkzeugen ergeben sich stets vergleichsweise kurze Eingriffspfade, weil die Eingriffswinkelintervalle  $\Delta\phi = |\phi_a - \phi_e|$  infolge typischerweise großer Werkzeugdurchmesser und geringer Materialstärken klein sind.

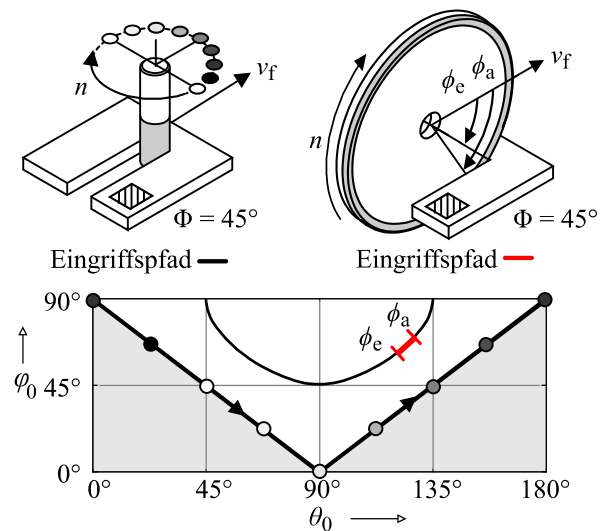


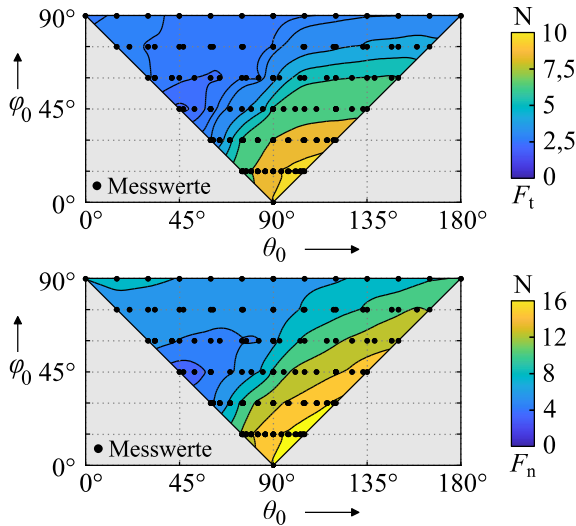
Abbildung 2: Eingriffspfad beim konventionellen Trennschleifen mit Schleifstift (links) und mit Trennscheibe (rechts)

## 3. Systematische Untersuchung räumlicher Eingriffsbedingungen beim Schleifen von UD-CFK

Um den Einfluss räumlicher Eingriffsbedingungen beim Schleifen von FKV auf die Prozesskraft zu untersuchen, werden systematische Zerspanversuche durchgeführt. Die daraus resultierende Kraftdatenbasis wird anschließend für den Aufbau eines mechanistischen Kraftmodells verwendet. Den verwendeten Versuchsaufbau zeigt Abbildung 3. Es werden Probekörper aus UD-CFK der Spezifikation Cytec HTS 977-2-35-12-KHTS-268 sowie eine galvanisch gebundene Schleifscheibe mit einschichtigem Belag der Diamantkörnung D602 auf einem Stahlgrundkörper verwendet. Der Außendurchmesser beträgt  $D = 250$  mm, die Breite  $B = 8$  mm. Bearbeitet werden Blockelemente der Länge  $l_f = 2$  mm, die durch einen vorbereitenden Bearbeitungsschritt am UD-CFK-Probekörper freigestellt werden. Sie weisen eine definierte Breite  $b_b = 3,5$  mm und Stärke  $t_b = 3,5$  mm auf, Abbildung 3 (unten). Die Werkzeugachse ist beim Schleifvorgang auf Höhe der Mittelebene der Probekörper eingestellt. Infolge des großen Scheibendurchmessers und der geringen Materialstärke lässt sich der Eingriffswinkel damit im gesamten Eingriffsbereich als  $\phi \approx 90^\circ$  annehmen.

Die Kraftmessung erfolgt werkstückseitig mit einem Mehrkomponenten-Dynamometer der Fa. Kistler vom Typ 9257B. Die gemessenen Kraftsignale werden mit einer Eckfrequenz von 10 Hz tiefpassgefiltert, über die Eingriffsdauer gemittelt und nach einer Offsetkorrektur mittels Koordinatentransformation in die Schleifnormalkraft  $F_n$  und Schleiftangentialkraft  $F_t$  überführt. Der resultierende Datensatz der Kraftmittelwerte bildet die Schleifkraftdatenbasis.





**Abbildung 4: Konturdiagramme der gemessenen Schleiftangential- (oben) und Schleifnormalkraft (unten) bei variablen räumlichen Eingriffsbedingungen für  $f = 0,3 \text{ mm}$**

## 5. Kraftsimulation

Die Ergebnisse der Schleifversuche zeigen, dass die Eingriffsbedingungen bzgl. der Faserlängsrichtung einen signifikanten Einfluss auf die Schleifkraft haben. Um die Kraft unter variablen räumlichen Eingriffsbedingungen simulieren zu können, ist es daher erforderlich, die lokalen Eingriffsverhältnisse des Werkzeugs bzgl. der Faserlängsrichtung in einem Kraftmodell zu berücksichtigen. Nachfolgend wird ein solches Kraftmodell entwickelt. Die für das Kraftmodell benötigten Spannungsgrößen werden in einem vorgelagerten Kontaktzonenmodell bestimmt.

### 5.1 Kontaktzonenmodell

Über das Kontaktzonenmodell werden die geometrischen Eingriffsgrößen des Werkzeugs bestimmt [22]. Dazu zählen im Allgemeinen der Spannungsquerschnitt  $A$ , die Spannungsdicke  $h$ , die Spannungsbreite  $b$  sowie der Ein- und Austrittswinkel  $\phi_e$  bzw.  $\phi_a$ .

Um die lokal veränderlichen Eingriffsverhältnisse und Basiswinkel (im Falle profilierter Schleifscheiben) in der Berechnung berücksichtigen zu können, werden das Kontaktzonenmodell sowie das Kraftmodell in Anlehnung an Yang und Park elementweise formuliert [23]. Die Kontaktlinie der Schleifscheibe wird hierzu in diskrete Elemente mit definierter Breite  $db$  unterteilt. Jedes dieser Elemente ist im Werkzeugkoordinatensystem (WKS) durch den Lagevektor  $\mathbf{p}$  nach Gl. (6) mit der Radialkoordinate  $r$ , der Axialkoordinate  $z$  und dem Polarwinkel  $\phi$  definiert. Zusätzlich besitzt jedes Element ein lokales Koordinatensystem, welches durch den Einheitsvektor in Tangentialrichtung  $\mathbf{e}_t$ , Konturrichtung  $\mathbf{e}_k$  und Normalenrichtung  $\mathbf{e}_n$  aufgespannt wird, Abbildung 5. In Anlehnung an Schnös et al. werden die Einheitsvektoren mit Gl. (7) bis Gl. (9) bestimmt [24]:

$$\mathbf{p} = (r \cdot \cos \phi, r \cdot \sin \phi, z)^T \quad (6)$$

$$\mathbf{e}_t = \mathbf{e}_z \times \mathbf{p} / |\mathbf{e}_z \times \mathbf{p}| \quad (7)$$

$$\mathbf{e}_k = (\mathbf{p}_{i+1} - \mathbf{p}_i) / |\mathbf{p}_{i+1} - \mathbf{p}_i| \quad (8)$$

$$\mathbf{e}_n = \mathbf{e}_c \times \mathbf{e}_k \quad (9)$$

Die Spannungsgrößenberechnung erfolgt aufbauend mit:

$$db = |\mathbf{p}_{i+1} - \mathbf{p}_i| \quad (10)$$

$$dh = \frac{f}{2\pi} \cdot \langle \mathbf{e}_n, \mathbf{e}_f \rangle \cdot d\phi \quad (11)$$

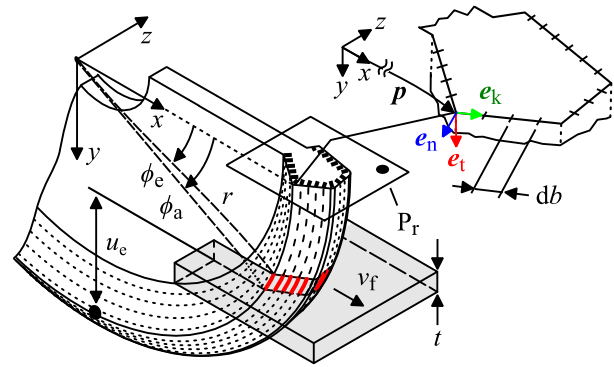
Aufgrund des kontinuierlichen Schneideneingriffs beim Schleifen wird die Spannungsdicke hierbei wie von Boudelier et al. als infinitesimale Größe  $dh$  angenommen [11]. Die räumliche Ausrichtung des Schneidenelements bzgl. der Vorschubrichtung geht über das Skalarprodukt aus Einheitsnormalenvektor  $\mathbf{e}_n$  und Einheitsvektor in Vorschubrichtung  $\mathbf{e}_f = (1 \ 0 \ 0)^T$  in die Berechnung ein.

Für die Ein- und Austrittswinkel gilt im Falle zylindrischer Schaftwerkzeuge üblicherweise  $\phi_e = 0^\circ$  und  $\phi_a = 180^\circ$ . Für das Schleifen bzw. Trennschleifen mit scheibenförmigem Werkzeug gilt unter Annahme einer Gleichlaufbearbeitung und dem WKS aus Abbildung 5:

$$\phi_e = \arcsin\left(1 - \frac{u_e + t}{r \cdot \cos \tau}\right) \quad (12)$$

$$\phi_a = \arcsin\left(1 - \frac{u_e}{r \cdot \cos \tau}\right) \quad (13)$$

Hierin ist  $u_e$  der Überstand des betrachteten Schneidenelements gemäß Abbildung 5, sofern das Werkstück durchtrennt wird.



**Abbildung 5: Geometrie des Werkzeugeingriffs und Diskretisierung des Schneidbereichs**

### 5.2 Mechanistisches Kraftmodell

Die ermittelten Eingriffsgrößen dienen dem nachgelagerten Kraftmodell als Eingangsgrößen. Die Gesamtkraft ergibt sich hierbei aus den ins WKS transformierten elementaren Kraftanteilen  $dF_t$  und  $dF_n$  in Tangential- und Normalenrichtung, die für alle Schneidenelemente  $N_e$  im Eingriffsbereich aufintegriert werden:

$$\mathbf{F} = \sum_{i=1}^{N_e} \int_{\phi_e}^{\phi_a} [\mathbf{e}_t \ \mathbf{e}_n] \cdot \begin{bmatrix} dF_t \\ dF_n \end{bmatrix} \quad (14)$$

Für die Berechnung der elementaren Kraftanteile  $dF_t$  und  $dF_n$  wird auf eine modifizierte Variante des mechanistischen Kraftmodells von Lee und Altintas zurückgegriffen, welches vorwiegend in der Zerspanung mit definierter Schneide angewandt wird [25]. Die Kräfte werden hier aus Trenn- und Reibanteilen bestimmt, wobei die Reibanteile aus der Kontaktlänge der definierten Schneiden mit dem Werkstück hervorgehen. Während die meisten Autoren bei Schleifanwendungen auf den Reibanteil verzichten [8, 9, 11, 12], haben Arslan und Budak den genannten Ansatz auch beim Schleifen verwendet [10]. Die unmittelbare Übertragung auf geometrisch unbestimmte Schneide erscheint jedoch nicht zweckmäßig, weshalb eine angepasste Form des Kraftmodells formuliert wird:

$$\begin{bmatrix} dF_t \\ dF_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{et} \\ K_{en} \end{bmatrix} \cdot db \cdot r \cdot d\phi + \begin{bmatrix} K_{ct} \\ K_{cn} \end{bmatrix} \cdot db \cdot dh \quad (15)$$

Die Reibanteile werden hier aus der Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück bestimmt, sodass die Reibkraftkoeffizienten  $\mathbf{K}_e = (K_{et} \ K_{en})^T$  ebenso wie die Trennkraftkoeffizienten  $\mathbf{K}_c = (K_{ct} \ K_{cn})^T$  die Einheit N/mm<sup>2</sup> aufweisen.

Über die Trenn- und Reibkraftkoeffizienten  $\mathbf{K}_c$  und  $\mathbf{K}_e$  wird das werkstoffspezifische Trennverhalten in der Kraftberechnung berücksichtigt. Wie die Ergebnisse aus Abbildung 4 andeuten, ist es im Fall räumlicher Eingriffsbedingungen daher erforderlich, dass die Kraftkoeffizienten eine Funktion der beiden Winkel  $\theta_0$  und  $\varphi_0$  bilden:  $\mathbf{K}_c(\theta_0, \varphi_0)$  bzw.  $\mathbf{K}_e(\theta_0, \varphi_0)$ . Die Simulation der Kräfte erfordert entsprechend die Kenntnis der Winkel an den einzelnen Schneidenelementen des Werkzeugs, um die jeweils lokal vorliegenden Kraftkoeffizienten in die Kraftberechnung einfließen zu lassen. Nach Gl. (1) und Gl. (3) werden hierfür der Einheitsvektor der Schnittrichtung  $\mathbf{e}_t$  und der Einheitsnormalenvektor der Schneidenebene  $\mathbf{e}_s$  benötigt. Diese sind im lokalen Koordinatensystem der Schneidenelemente durch die Einheitsvektoren  $\mathbf{e}_t$  und  $\mathbf{e}_n$  nach Gl. (7) und Gl. (9) gegeben. Zusätzlich wird der Einheitsvektor in Faserlängsrichtung  $\mathbf{e}_\parallel$  benötigt. Dieser ergibt sich im WKS ausgehend vom Einheitsvektor der Vorschubrichtung  $\mathbf{e}_f = (1 \ 0 \ 0)^T$  durch Multiplikation mit den Drehmatrizen  $\mathbf{R}_y(\Phi)$  und  $\mathbf{R}_x(\tau)$ , wodurch der Faserorientierungswinkel  $\Phi$  und eine mögliche Werkzeugneigung  $\tau$  berücksichtigt werden:

$$\begin{array}{ll} \text{Für } \Phi \leq 90^\circ & \text{Für } \Phi > 90^\circ \\ \mathbf{e}_\parallel = \begin{bmatrix} \cos \Phi \\ \sin \Phi \sin \tau \\ \sin \Phi \cos \tau \end{bmatrix} & \mathbf{e}_\parallel = - \begin{bmatrix} \cos \Phi \\ \sin \Phi \sin \tau \\ \sin \Phi \cos \tau \end{bmatrix} \end{array} \quad (16)$$

Mit der getroffenen Fallunterscheidung ist der Vektor  $\mathbf{e}_\parallel$  stets in das Werkstück hinein gerichtet.

Soll die Kraftberechnung für Bauteile erfolgen, die aus mehreren Einzellagen mit unterschiedlicher Faserorientierung  $\Phi_1$  bis  $\Phi_n$  aufgebaut sind, werden die Kräfte zunächst für jede UD-Lage separat berechnet, bevor die Kräfte der Einzellagen zur Gesamtkraft superpositioniert werden. Das entsprechende Vorgehen ist

aus der Kraftberechnung für das Fräsen und Trennschleifen multiaxialer FKV-Werkstoffe bekannt [26, 11].

## 6. Bestimmung der Kraftkoeffizienten

Die Trenn- und Reibkraftkoeffizienten  $\mathbf{K}_c$  und  $\mathbf{K}_e$  des mechanistischen Kraftmodells aus Gl. (15) können mit Hilfe der aufgenommenen Schleifkraftdatenbasis aus Abschnitt 4 bestimmt werden. Hierfür werden die gemessenen Kraftanteile  $F_t$  und  $F_n$  mit dem Modellansatz aus Gl. (14) und Gl. (15) gleichgesetzt. Die Transformation der berechneten Kraftanteile ins WKS ist nicht erforderlich, da die Messwerte bereits in Tangential- und Normalenrichtung vorliegen. Berücksichtigt man weiterhin, dass der Schneidenbereich in den Versuchen aufgrund des einfachen Scheibenprofils und der annähernd konstanten Eingriffsbedingungen durch ein einziges Schneidenelement ( $N_e = 1$ ) der Breite  $db = b_b$  abbildbar ist und dass der Vektor  $\mathbf{e}_n$  im Eingriffsbereich als konstant und unabhängig von  $\phi$  angenommen werden kann, gilt mit  $\int d\phi = \Delta\phi$  vereinfachend:

$$\begin{bmatrix} F_t \\ F_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{et} \cdot b_b \cdot \frac{D}{2} \cdot \Delta\phi \\ K_{en} \cdot b_b \cdot \frac{D}{2} \cdot \Delta\phi \end{bmatrix} + f \cdot \begin{bmatrix} K_{ct} \cdot b_b \cdot \frac{\Delta\phi}{2\pi} \\ K_{cn} \cdot b_b \cdot \frac{\Delta\phi}{2\pi} \end{bmatrix} \quad (17)$$

Da zwischen den Kraftanteilen und dem Vorschub  $f$  lineare Zusammenhänge vorliegen, lassen sich die Trennkraftkoeffizienten  $\mathbf{K}_c$  aus der jeweiligen Steigung und die Reibkraftkoeffizienten  $\mathbf{K}_e$  aus dem jeweiligen Ordinatenabschnitt ermitteln. Hierzu werden die aufgenommenen Messdaten herangezogen. Mit der Vorschubvariation nach Tabelle 1 stehen pro untersuchter räumlicher Eingriffsbedingung drei Datenpunkte zur Verfügung. Die lineare Regression der Datenpunkte liefert für alle untersuchten Winkelkombinationen die Trennkraftkoeffizienten  $\mathbf{K}_c$  und Reibkraftkoeffizienten  $\mathbf{K}_e$ . In Abbildung 6 ist dies für die Kraftkoeffizienten der Normalkraftkomponente  $K_{nc}$  und  $K_{ne}$  für drei Werte von  $\varphi_0$  bei  $\theta_0 = 90^\circ$  gezeigt. Die Konturdiagramme der so ermittelten Trenn- und Reibkraftkoeffizienten sind in Abbildung 7 beispielhaft für die Normalkraftkomponente dargestellt.

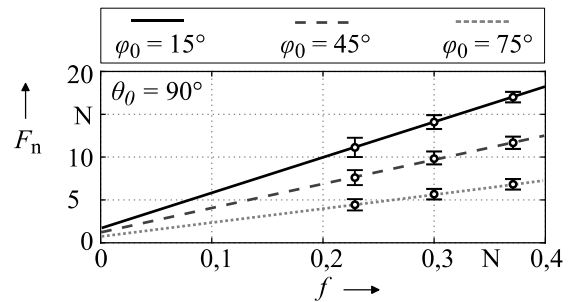
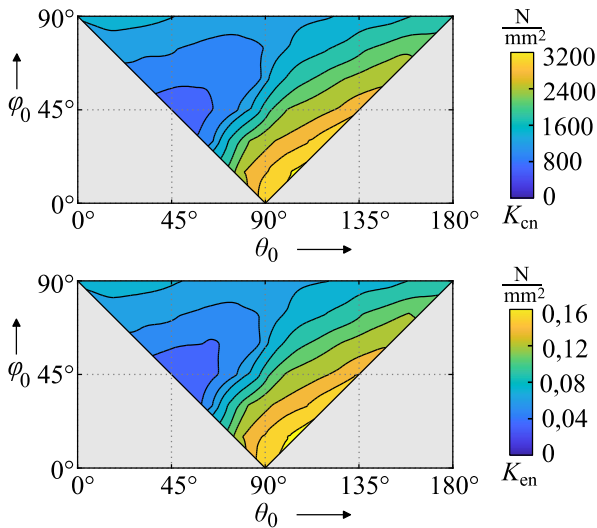


Abbildung 6: Lineare Regression der Kraftmesswerte für drei Winkelkombinationen zur Bestimmung der Kraftkoeffizienten der Normalkraftkomponente

Es wird deutlich, dass die Absolutwerte der Reibkraftkoeffizienten um ein Vielfaches geringer ausfallen als die Trennkraftkoeffizienten. Ursächlich ist die Multiplikation mit der Kontaktfläche, die deutlich größer ist als der Spanungsquerschnitt  $A$ , der mit den Trennkraftkoeffizienten multipliziert wird.



**Abbildung 7: Konturdiagramme der experimentell ermittelten Trennkraftkoeffizienten (oben) und Reibkraftkoeffizienten (unten) der Normalkraftkomponente**

## 7. Modellierung der Kraftkoeffizienten

Die gefundene Variation der Kraftkoeffizienten in Abhängigkeit der Basiswinkel  $\theta_0$  und  $\varphi_0$  resultiert aus dem Trennverhalten des orthotropen CFK. Ziel der nachfolgenden Modellbildung ist es, den Einfluss des werkstoffspezifischen Trennverhaltens bei räumlichen Eingriffsbedingungen verfahrensübergreifend zu beschreiben und hierdurch den für die Kraftkoeffizientenbestimmung erforderlichen Versuchsaufwand signifikant zu reduzieren. In Anlehnung an Modelle, die von Karpat et al. und Boudelier et al. für die vereinfachten Eingriffsbedingungen der Umrissbearbeitung mit Schaftfräser bzw. Trennschleifstift verwendet wurden, wird ein Modellansatz auf Basis trigonometrischer Funktionen gewählt [27, 11]. Hierdurch lässt sich das erwartete periodische Verhalten in geeigneter Weise abbilden.

Aus den Koeffizientenverläufen in Abbildung 7 lassen sich zwei Haupteffekte vermuten, welche dem FKV-spezifischen Trennverhalten zugrunde liegen. Einerseits beeinflusst die Geometrie und Kinematik des Schneideneingriffs bzgl. der Faserlängsrichtung  $e_{||}$  den vorherrschenden Trennmechanismus. Andererseits wirkt sich die Anzahl der zu trennenden Fasern aus, die von der Neigung der Schneidenebene  $P_s$  abhängt.

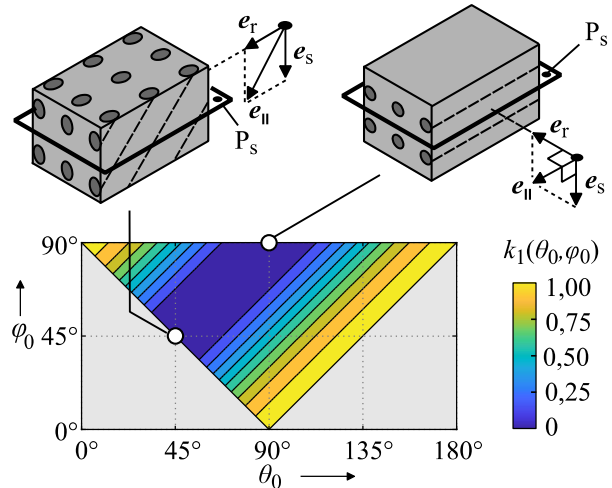
Der Einfluss des Trennmechanismus auf die Kraftkoeffizienten zeigt sich in Abbildung 7 insbesondere für Variationen von  $\theta_0$  bei konstanter Neigung  $\varphi_0$ . Hierbei wird deutlich, dass die maximalen Kraftkoeffizienten stets für  $\max(\theta_0(\varphi_0))$  auftreten, wobei die Schnittrichtung

den größtmöglichen Anteil in Faserlängsrichtung aufweist. Die hierbei auftretenden Zugbelastungen in Faserrichtung und Druckbelastungen quer zur Faserrichtung können vom FKV gut aufgenommen werden, weshalb ein hoher flächenspezifischer Kraftaufwand für die Materialtrennung erforderlich ist.

Ist die Schneidenebene für  $\varphi_0 = 90^\circ$  parallel zur Laminebene ausgerichtet, stellt sich der geringste Kraftaufwand ein, wenn die Schnittrichtung quer zur Faserrichtung verläuft ( $\theta_0 = 90^\circ$ ). Ist die Schneidenebene für  $\varphi_0 < 90^\circ$  stärker gegenüber der Faserrichtung geneigt, verschiebt sich das Minimum der Koeffizienten zu Schnittrichtungen, die zunehmend gegen die Faserrichtung erfolgen ( $\theta_0 < 90^\circ$ ). Für  $\varphi_0 < 45^\circ$  ist der geringste flächenspezifische Kraftaufwand stets bei dem kleinstmöglichen räumlichen Trennwinkel  $\min(\theta_0(\varphi_0))$  erforderlich. In diesem Fall dominieren Druckbelastungen in Faserrichtung, die vom FKV weniger gut aufgenommen werden können. Sie begünstigen Rissbildung, Zwischenfaserbrüche und ein Ausknicken der Fasern. Das beschriebene Trennverhalten kann in Abhängigkeit der beiden Basiswinkel durch den Koeffizientenanteil  $k_1$  angenähert werden, der den Einfluss des Trennmechanismus qualitativ beschreibt:

$$k_1(\theta_0, \varphi_0) = a_1 - a_2 \cdot \cos(2\varphi_0 - 2\theta_0) \quad (18)$$

Die Funktionswerte sind in Abbildung 8 zunächst exemplarisch für den normierten Wertebereich  $0 < k_1(\theta_0, \varphi_0) < 1$  mit den Parametern  $a_1 = 0,5 \text{ N/mm}^2$  und  $a_2 = 0,5 \text{ N/mm}^2$  im  $\theta_0$ - $\varphi_0$ -Diagramm gezeigt.



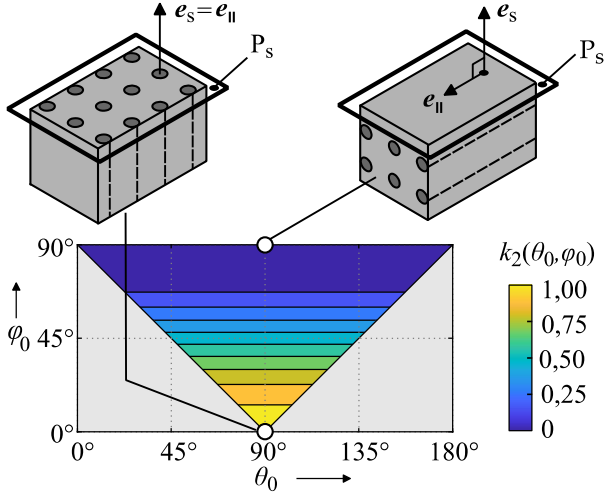
**Abbildung 8: Qualitativer Einfluss des Trennmechanismus auf die Kraftkoeffizienten bei räumlichen Eingriffsbedingungen**

Weiterhin variiert in Abhängigkeit der räumlichen Eingriffsbedingungen die Anzahl der zu trennenden Fasern. Unter der Annahme, dass sich die Anzahl proportional zur Faseranzahl verhält, die eine definierte Querschnittsfläche innerhalb der Schneidenebene  $P_s$  durchstößt, ist der entsprechende Effekt ausschließlich vom räumlichen Eingriffswinkel  $\varphi_0$  abhängig. Die Kraftkoeffizienten bzw. flächenspezifischen Kraftanteile nehmen demnach höhere Werte an, wenn für  $\varphi_0 < 45^\circ$  eine

hohe Anzahl an Fasern im Querschnitt getrennt werden muss. Sind im Falle von  $\varphi_0 > 45^\circ$  weniger Fasern zu trennen, fallen die Kraftkoeffizienten geringer aus. Der entsprechende Einfluss kann mathematisch durch den Koeffizientenanteil  $k_2$  angenähert werden, der die Anzahl der zu trennenden Fasern qualitativ beschreibt:

$$k_2(\varphi_0) = a_1 + a_2 \cdot \cos(2\varphi_0 - a_3) \quad (19)$$

Die Funktionswerte sind in Abbildung 9 zunächst exemplarisch für den normierten Wertebereich  $0 < k_2(\theta_0, \varphi_0) < 1$  mit den Parametern  $a_1 = 0,5 \text{ N/mm}^2$ ,  $a_2 = 0,5 \text{ N/mm}^2$  und  $a_3 = 0^\circ$  im  $\theta_0$ - $\varphi_0$ -Diagramm dargestellt.



**Abbildung 9: Qualitativer Einfluss der Anzahl der zu trennenden Fasern auf die Kraftkoeffizienten unter räumlichen Eingriffsbedingungen**

Durch die multiplikative Verknüpfung der beiden zuvor beschriebenen Effekte entsteht aus Gl. (18) und Gl. (19) ein Modellansatz zur allgemeinen Beschreibung der Kraftkoeffizienten bei der Zerspanung von orthotropem FKV mit geometrisch unbestimmter Schneide unter räumlichen Eingriffsbedingungen:

$$K^*(\theta_0, \varphi_0) = a_1 \cdot (a_2 - \cos(2\varphi_0 - 2\theta_0)) \cdot (a_3 + \cos(2\varphi_0 - a_4)) + a_5 \quad (20)$$

Zur Anpassung des Modells an spezifische Werkzeug-Werkstoff-Kombinationen stehen die Modellparameter  $a_1$  bis  $a_5$  zur Verfügung. Für deren Bestimmung wird das Modell mittels nichtlinearer Regression an einen (reduzierten) Datensatz experimentell ermittelter Kraftkoeffizienten angepasst. Hierbei kommt die Methode der kleinsten Fehlerquadrate für nichtlineare Funktionsansätze zum Einsatz. Die Lösung des entsprechenden Minimierungsproblems erfolgte hier mit dem Levenberg-Marquardt-Algorithmus in Matlab. Die Modellparameter, die auf Grundlage der experimentell bestimmten Kraftkoeffizienten aus Abschnitt 6 ermittelt wurden, zeigt Tabelle 2. In Abbildung 10 sind die zugehörigen Funktionswerte der modellierten Trennkraftkoeffizienten exemplarisch für die Normal- und Tangentialkraftkomponente  $K_{cn}^*$  bzw.  $K_{ct}^*$  dargestellt. Wie der Vergleich mit den experimentell ermittelten

Trennkraftkoeffizienten der Normalkraftkomponente aus Abbildung 7 (oben) zeigt, ist eine gute Übereinstimmung gegeben. Dies wird durch die Korrelationsdiagramme in Abbildung 11 bestätigt. Die starke positive Korrelation unterstreicht die hohe Modellgüte, die sich auch in hohen Bestimmtheitsmaßen von  $R^2 = 0,97$  bzw.  $R^2 = 0,96$  äußert.

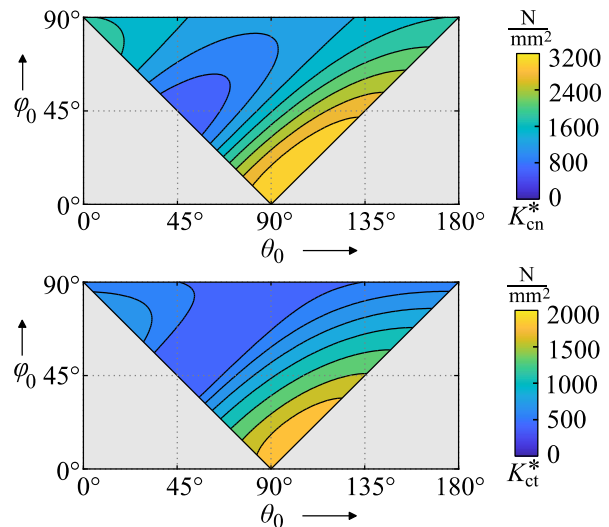
### 8. Experimentelle Validierung der Kraftsimulation

Um die in den vorhergehenden Abschnitten vorgestellten Modelle für die Kraftsimulation beim Schleifen von FKV unter beliebigen räumlichen Eingriffsbedingungen zu validieren, werden Zerspanungsversuche an UD-CFK unter Anwendung des Curved Circular Cutting durchgeführt. Wie in Abschnitt 1 erwähnt, handelt es sich hierbei um ein Zerspanverfahren, welches Trennschleifscheiben mit speziellem Profil und eine darauf abgestimmte 5-achsige Prozesskinematik nutzt, um gekrümmte Bauteilkonturen bearbeiten zu können [16, 17]. In den Validierungsversuchen wird das Verfahren jedoch ausschließlich mit geradliniger Vorschubbewegung verwendet.

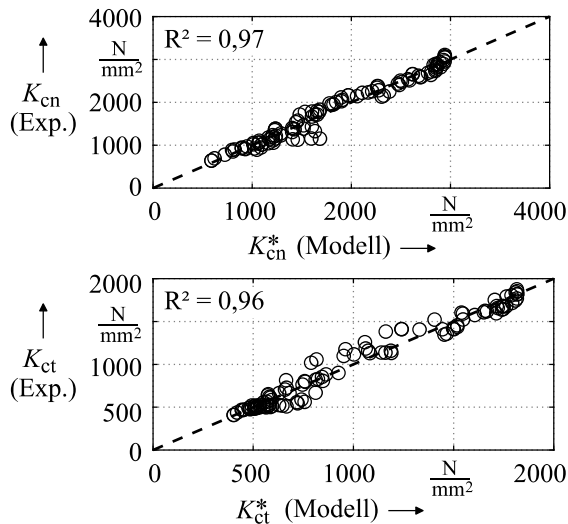
Eine schematische Darstellung der Schleifversuche zeigt Abbildung 12. Die verwendete UD-CFK-Platte der Spezifikation Cytec HTS 977-2-35-12-KHTS-268 weist eine Dicke von  $t = 4 \text{ mm}$  auf. Die Trennschleifscheibe mit der Körnung D602 verfügt über den Außendurchmesser  $D = 100 \text{ mm}$ , die Breite  $B = 10 \text{ mm}$  und über ein konisches Profil mit einem Kegelwinkel von  $35^\circ$ . Abgesehen von der Scheibengeometrie liegen demnach die gleichen Versuchsbedingungen wie in Abschnitt 3 vor.

Parameter	$a_1$	$a_2$	$a_3$	$a_4$	$a_5$
Einheit	N/mm <sup>2</sup>	-	-	°	N/mm <sup>2</sup>
$K_{cn}^*$	568	0,25	1,24	33	1345
$K_{en}^*$	0,028	0,25	1,24	33	0,068
$K_{ct}^*$	378	0,78	0,92	33	524
$K_{et}^*$	0,019	0,78	0,92	33	0,027

**Tabelle 2: Modellparameter der Kraftkoeffizienten**



**Abbildung 10: Konturdiagramme der modellierten Trennkraftkoeffizienten der Normal- und Tangentialkraftkomponente (oben/unten)**



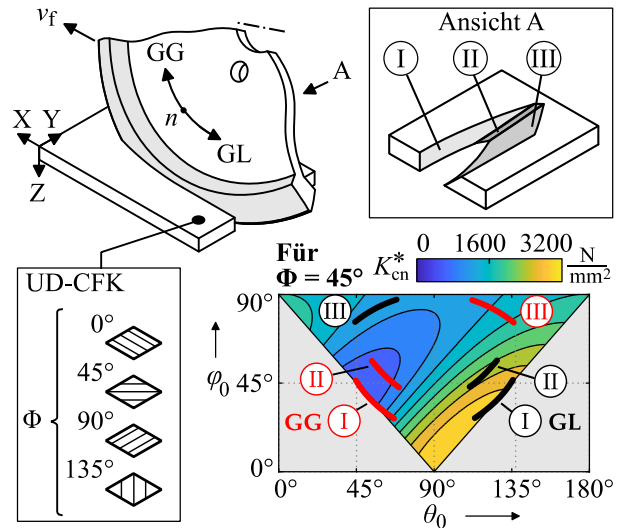
**Abbildung 11: Korrelationsdiagramme der experimentell ermittelten und modellierten Trennkraftkoeffizienten  $K_c^*$  der Normal- und Tangentialkraftkomponente (oben/unten)**

Zur Erzeugung einer zur Laminebene senkrechten Schnittfläche ist die Scheibe in den Versuchen um den Winkel  $\tau = 35^\circ$  gekippt. Die gewählten Prozessparameter sind in Tabelle 3 aufgeführt. Während die Drehzahl, der Vorschub und der Werkzeugüberstand konstant gehalten werden, erfolgt zur Veränderung der räumlichen Eingriffsbedingungen eine Variation der Werkzeugdrehrichtung (GL bzw. GG) und der Faserorientierung  $\Phi$ .

Infolge der speziellen Werkzeuggeometrie sowie der Werkzeugneigung  $\tau$  variieren die Eingriffsbedingungen jedoch auch ohne diese Änderungen im Eingriffsbereich des Werkzeugs bereits erheblich. Dies wird anhand der Eingriffspfade deutlich, die in Abbildung 12 (unten) für die drei Kontaktzonenbereiche I - III exemplarisch bei der Faserorientierung  $\Phi = 45^\circ$  im Gleichlauf und Gegenlauf im  $\theta_0$ - $\varphi_0$ -Diagramm eingezeichnet sind. Die resultierende Variation der Kraftkoeffizienten überlagert sich bei der Schleifkraftberechnung mit der Variation der Spannungsgrößen im Eingriffsbereich. Dieser Umstand verdeutlicht die Notwendigkeit eines Kraftmodells, welches auf einer Diskretisierung des Schneidenbereichs beruht und in der Lage ist, die Eingriffsbedingungen in der Kontaktzone mit hoher örtlicher Auflösung abzubilden.

Während der Versuche wird die Schleifkraft werkstückseitig mit dem Mehrkomponenten-Dynamometer 9257B der Fa. Kistler aufgezeichnet. Die aufbereiteten Daten (Filterung, Offsetkorrektur, Mittelwertbildung) dienen dem Abgleich mit den Ergebnissen der Schleifkraftsimulation.

Für die entsprechende Simulation wird das Kraftmodell nach Gl. (14) und Gl. (15) in Kombination mit den modellierten Trenn- und Reibkraftkoeffizienten  $K_c^*$  bzw.  $K_r^*$  nach Gl. (20) und den Modellparametern aus Tabelle 2 verwendet. Die Anwendung der Koeffizienten ist zulässig, da die gleiche die Werkzeug-Werkstoff-Kombination wie in den Validierungsversuchen vorliegt.



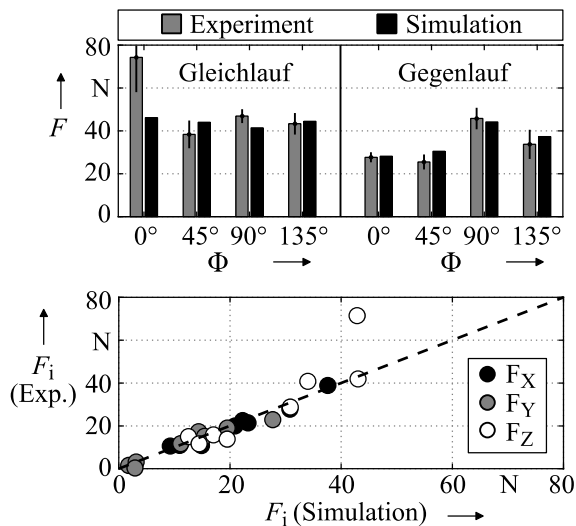
**Abbildung 12: Experimentelle Validierung der Schleifkraftsimulation unter Anwendung des Curved Circular Cutting**

Prozessparameter		Einheit	
Drehzahl	$n$	U/min	2500
Umfangsgeschwindigkeit	$v_c$	m/s	13
Vorschub	$f$	mm	0,12
Werkzeugneigung	$\tau$	$^\circ$	$35^\circ$
Überstand	$u$	mm	2

**Tabelle 3: Gewählte Prozessparameter der Validierungsversuche**

Eine Übersicht über die Ergebnisse der Validierungsversuche geben die beiden Diagramme in Abbildung 13. Wie aus dem Vergleich der simulierten und gemessenen Gesamtkraft  $F$  im Balkendiagramm (oben) hervorgeht, liefert die Schleifkraftsimulation bei den komplexen räumlichen Eingriffsverhältnissen des CCC zuverlässige Vorhersagen der Kraft. Aus dem Korrelationsdiagramm (unten) geht hervor, dass nicht nur die Gesamtkraft  $F$ , sondern auch die Kraftanteile in den verschiedenen Raumrichtungen  $F_x, F_y, F_z$  mit hoher Genauigkeit prognostiziert werden.

Signifikante Abweichungen zwischen Messung und Simulation treten ausschließlich für die Faserorientierung  $\Phi = 0^\circ$  im Gleichlauf auf. Die Abweichungen lassen sich auf eine starke Zusetzung der Trennscheibe zurückführen, die unter den genannten Bedingungen auftrat und zu einer verminderten Schneidfähigkeit des Werkzeugs führte. Die gemessene Kraft fällt in der Folge höher aus als auf Basis der Simulation erwartet. Wie das Korrelationsdiagramm zeigt, ist hiervon in erster Linie die vertikale Kraftkomponente  $F_z$  betroffen, Abbildung 13 (unten). Wird der entsprechende Fall aufgrund der Zusetzung nicht in die Auswertung einbezogen, beträgt die mittlere relative Abweichung zwischen simulierten und gemessenen Kräften 9 %.



**Abbildung 13: Gegenüberstellung der gemessenen und simulierten Gesamtkraft (oben) sowie der Kraftanteile in den Raumrichtungen (unten)**

## 9. Fazit

Anhand systematischer Schleifversuche an unidirektionalem CFK wurde aufgezeigt, dass die räumliche Ausrichtung der Schneideebene und der Schnittrichtung zur Faserlängsrichtung bei der spanenden Bearbeitung endlosfaserverstärkter FKV mit geometrisch unbestimmter Schneide erhebliche Auswirkung auf die Prozesskraft haben. Dies ist auf das spezielle Trennverhalten der FKV zurückzuführen, welches aus dem orthotropen Aufbau dieser Werkstoffgruppe resultiert. Zur Beschreibung der räumlichen Eingriffsbedingungen werden die Basiswinkel  $\theta_0$  und  $\varphi_0$  aus einem in Vorarbeiten entwickelte Modell genutzt.

Für die beobachtete Abhängigkeit der Kräfte von den räumlichen Eingriffsbedingungen wurde ein mechanistisches Kraftmodell hergeleitet. Das Modell bezieht Trennkraftanteile und Reibkraftanteile in der Kontaktzone von Werkstück und Schleifscheibe ein. Die zugehörigen Kraftkoeffizienten werden dabei erstmals in Abhängigkeit der lokal vorliegenden Basiswinkel  $\theta_0$  und  $\varphi_0$  berücksichtigt. Die Variation der Kraftkoeffizienten in Abhängigkeit von  $\theta_0$  und  $\varphi_0$  konnte auf zwei Haupteinflüsse zurückgeführt werden: Einerseits den vorherrschenden Trennmechanismus und andererseits die Anzahl der zu trennenden Fasern. Der Einfluss beider Effekte auf die Kraftkoeffizienten wurde durch einen empirischen Modellansatz beschrieben.

Durch Validierungsversuche mit profilierter Trennschleifscheibe wurde nachgewiesen, dass die Prozesskraft bei komplexen räumlichen Eingriffsbedingungen mit dem entwickelten Kraftmodell mit hoher Genauigkeit simuliert werden kann. Damit ist die Grundlage geschaffen, Schleifkräfte auch für multiaxiale FKV-Gelege bei industriell relevanten Eingriffsbedingungen zu simulieren. Im Hinblick auf die FKV-Zerspanung mit definierter Schneide muss das Kraftmodell zukünftig noch um den Neigungswinkel  $\lambda_s$  erweitert werden.

## 10. Referenzen

- [1] Sauer, M., Schüppel, D., 2023, Market Report 2022—The Global Market for Carbon Fibers and Carbon Composites, Composites United eV.
- [2] Schürmann, H., 2007, Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. 2., bearb. u. erw. Aufl., Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- [3] Hintze, W., 2021, CFK-Bearbeitung. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg
- [4] Schneider, M., Birenbaum, C., Forbes, A., Mayer, T., Burkhardt, J., 2012, Spanende Bearbeitung von Leichtbauwerkstoffen: Einführung und Überblick.
- [5] Soo, S. L., Shyha, I. S., Barnett, T., Aspinwall, D. K., Sim, W.-M., 2012, Grinding performance and workpiece integrity when superabrasive edge routing carbon fibre reinforced plastic (CFRP) composites, CIRP Annals, 61, 1, S. 295–298.
- [6] Boudelier, A., Ritou, M., Garnier, S., Furet, B., 2011, Optimization of Process Parameters in CFRP Machining with Diamond Abrasive Cutters, Advanced Materials Research, 223, S. 774–783.
- [7] Brinksmeier, E., Aurich, J. C., Govekar, E., Heinzl, C., Hoffmeister, H.-W., Klocke, F., Peters, J., Rentsch, R., Stephenson, D. J., Uhlmann, E., Weinert, K., Wittmann, M., 2006, Advances in Modeling and Simulation of Grinding Processes, CIRP Annals, 55, 2, S. 667–696.
- [8] Rütli, R., 2000, Beitrag zur Prozessmodellierung am Beispiel des Zahnradhonnens, Dissertation, Zürich: ETH Zürich.
- [9] Aurich, J. C., Kirsch, B., 2012, Kinematic simulation of high-performance grinding for analysis of chip parameters of single grains, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 5, 3, S. 164–174.
- [10] Aslan, D., Budak, E., 2014, Semi-analytical Force Model for Grinding Operations, Procedia CIRP, 14, S. 7–12.
- [11] Boudelier, A., Ritou, M., Garnier, S., Furet, B., 2018, Cutting force model for machining of CFRP laminate with diamond abrasive cutter, Production Engineering, 12, 2, S. 279–287.
- [12] Solf, M., Brimmers, J., Bergs, T., 2021, Modeling of Contact Conditions and Local Load in Bevel Gear Grinding, Production at the Leading Edge of Technology: Proceedings of the 10th Congress of the German Academic Association for Production Technology (WGP), S. 246–255.
- [13] Rummenhöller, S., 1996, Werkstofforientierte Prozessauslegung für das Fräsen kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe, Dissertation, Aachen: TH Aachen.
- [14] Kivimaa, E., 1950, Cutting force in woodworking, Dissertation, Helsinki: Helsinki University of Technology.
- [15] Hintze, W., Klingelhöller, C., Langhof, O., 2015, Curved sawing of thin lightweight components. Production Engineering, 9, S. 51–59.
- [16] Klingelhöller, C., 2016, Trennschleifen von CFK-

Schalenbauteilen mit räumlich gekrümmten Konturen, Dissertation. Hamburg: Technische Universität Hamburg.

- [17] Geier, N., Xu, J., Poór, D. I., Dege, J. H., Davim, J. P., 2023, A review on advanced cutting tools and technologies for edge trimming of carbon fibre reinforced polymer (CFRP) composites, *Composites Part B: Engineering*, 266.
- [18] Rehm, K., 2002, Untersuchungen zur Modellierung des Qualitätsbildungsmechanismus beim Fräsen von Holz unter der Berücksichtigung der Mehrachsbearbeitung, Dissertation. Dresden: Technische Universität Dresden.
- [19] Gottlöber, C., 2014, Zerspanung von Holz und Holzwerkstoffen: Grundlagen - Systematik - Modellierung - Prozessgestaltung. Leipzig und München: Fachbuchverl. Leipzig/Hanser
- [20] Hintze, W., Brouschkin, A., Köttner, L., Blühm, M., 2022, Model based prediction of force and roughness extrema inherent in machining of fibre reinforced plastics using data merging, *Production at the Leading Edge of Technology: Proceedings of the 12th Congress of the German Academic Association for Production Technology (WGP)*, S. 42-51.
- [21] Brouschkin, A., Hintze, W., Dege, J. H., 2024, Influence of spatial engagement angles on machining forces and surface roughness in turning of unidirectional CFRP, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 51, S. 201-212.
- [22] Pape, O., 2021, Entwicklung von Fräswerkzeugen durch geometrische Simulationen, Dissertation, Hannover: Leibniz Universität Hannover.
- [23] Yang, M., Park, H., 1991, The prediction of cutting force in ball-end milling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 31, 1, S. 45–54.
- [24] Schnoes, F., & Zaeh, M. F., 2019, Model-based planning of machining operations for industrial robots. *Procedia CIRP*, 82, S. 497-502.
- [25] Lee, P., Altintas, Y., 1996, Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36, 9, S. 1059–1072.
- [26] Wang, D. H., Ramulu, M., Arola, D., 1995, Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. Part II: multi-directional laminate. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35, 12, S. 1639-1648.
- [27] Karpat, Y., Bahtiyar, O., Deger, B., 2012, Mechanistic force modeling for milling of unidirectional carbon fiber reinforced polymer laminates, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 56, S. 79–93.