

# **Modellbasierte Online-Bewertung von Fräsprozessen**

Von der Fakultät für Maschinenbau  
der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover  
zur Erlangung des akademischen Grades  
Doktor-Ingenieur  
genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Ing. (FH) Max Krüger

geboren am 03.01.1985 in Siegburg

2014

Tag der mündlichen Prüfung: 09.07.2014

1. Referent: Prof. Dr.-Ing. B. Denkena

2. Referent: Prof. Dr.-Ing. L. Overmeyer

Vorsitz: Prof. Dr.-Ing. R. Lachmayer

## Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen (IFW) der Leibniz Universität Hannover. Die Untersuchungen, die im Rahmen des Sonderforschungsbereichs 653 - Gentelligente Bauteile im Lebenszyklus - Nutzung vererbbarer, bauteilinhärenter Informationen in der Produktionstechnik stattfanden, wurden von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) finanziell unterstützt.

Herrn Prof. Dr.-Ing. B. Denkena, dem Leiter des IFW, gilt mein besonderer Dank für die vertrauensvolle und wohlwollende Unterstützung, die ich während meiner Tätigkeit am Institut erfahren habe. Herrn Prof. Dr.-Ing. L. Overmeyer danke ich für die Übernahme des Korreferates. Ebenso gilt mein Dank dem Vorsitzenden der Prüfungskommission Herrn Prof. Dr.-Ing. R. Lachmayer.

Darüber hinaus bedanke ich mich bei allen Kolleginnen und Kollegen des Institutes und des Sonderforschungsbereichs 653 für die gute und kollegiale Zusammenarbeit, die sich stets motivierend auf meine Arbeit auswirkte. An dieser Stelle möchte ich mich besonders bei Herrn Dr.-Ing. Carsten Schmidt, Herrn Dr.-Ing. Biniam Yohannes, Herrn Dr.-Ing. Helge Henning, Herrn Dipl.-Ing. Thilo Grove, Herrn Dipl.-Ing. Justin Schmidt sowie bei Herrn M.Sc. Daniel Bachrathy für die fachlichen Anregungen und Diskussionen zu dieser Arbeit sowie für die gute Zusammenarbeit in dem gemeinsamen o.g. Forschungsprojekt bedanken.

Danken möchte ich auch allen wissenschaftlichen Hilfskräften sowie den Studien- und Diplom-, Bachelor- und Masterarbeitern, die mich während der Anfertigung dieser Arbeit unterstützt haben.

Ein herzlicher Dank gilt meiner Familie und insbesondere meiner Frau, die mich während meiner Ausbildung und während der Anfertigung dieser Arbeit stets unterstützt und begleitet haben.

Hannover, im Juli 2014

Max Krüger

## **Kurzfassung**

### **Modellbasierte Online-Bewertung von Fräsprozessen**

Zur Realisierung einer autonomen, bauteilgetriebenen Produktion wird derzeit der Einsatz intelligenter, vernetzter Objekte innerhalb einer intelligenten Produktion erforscht. Um den steigenden Informationsbedarf dieser Vision zukünftig decken zu können, sind Verfahren zur Erfassung, Verarbeitung und Bewertung von Zustandsinformationen von Produkten und Ressourcen in einer Produktion zu entwickeln. Insbesondere die Aufwände zur Erfassung der individuellen Qualitätsmerkmale eines Werkstückes in der Fertigung müssen gesenkt werden, um zukünftig schneller und effizienter auf Qualitätsabweichungen reagieren zu können.

Um die aktuelle Werkstückqualität aufwandsarm aus dem Prozess heraus bewerten zu können, wird in dieser Arbeit ein modellbasiertes Verfahren zur Online-Bewertung der Werkstückqualität auf Basis von Zerspankräften beim Fräsen entwickelt und experimentell validiert. Zur modellbasierten Berechnung von Qualitätsmerkmalen werden systematische Qualitätseinflüsse bei der Fräsbearbeitung untersucht und abgebildet. Dadurch ist es bspw. möglich, die Werkzeugverformung aus gemessenen Zerspankräften zu berechnen und den daraus resultierenden Formfehler am Werkstück zu bestimmen. Weiterhin wird der Einfluss des Werkzeugrundlauffehlers auf den Fräsprozess untersucht, um ihn anhand charakteristischer Merkmale aus den gemessenen Zerspankräften identifizieren zu können. Damit kann der Einfluss des identifizierten Rundlauffehlers auf die resultierende Oberflächengüte des Werkstücks berechnet werden. Die in dieser Arbeit entwickelten Berechnungs- und Bewertungsverfahren werden im Rahmen experimenteller Untersuchungen gegenüber industriellen Anforderungen validiert. Die Online-Bewertung von Fräsprozessen wird anhand einer prototypischen Umsetzung an einem Referenzprozess verifiziert. Hiermit wird abschließend gezeigt, dass das entwickelte Verfahren zur Online-Bewertung von Fräsprozessen aktuelle Zustandsinformationen von Werkzeug und Werkstück mit hoher Güte aus Prozesssignalen berechnet und online bewertet.

Schlagworte:

Prozessmodellierung, Fräsbearbeitung, Prozessüberwachung, Qualitätsbewertung, modellbasierte Bewertung,

## **Abstract**

### **Model-based online-assessment of milling processes**

In order to realize an autonomous, component-driven production the application of intelligent and interconnected objects within an intelligent production is explored. To meet the increasing information needs of this vision in the future, methods for the collection, processing and assessing of status information of products and resources in a production have to be developed. In particular, the efforts for assessing individual quality information of a workpiece in the production have to be reduced in order to respond on quality variations quickly and efficiently in the future.

In order to reconstruct and assess the current workpiece quality with less effort out of the process, a model-based method for the online-assessment of the workpiece quality based on cutting forces is developed and validated experimentally. For the model-based computing and evaluation of the workpiece quality, systematic quality influences of the milling process are examined and modeled. This enables the computing of current tool deformation and resulting shape deviations of the workpiece based on measured cutting forces. Furthermore, the influence of tool runout is analyzed in order to find characteristic signal features for the identification of tool runout based on measured cutting forces. Based on the identified runout, its influence on the resulting surface quality is evaluated by a process model. The developed identification and assessment procedures are validated in experimental studies against industrial requirements. The online-assessment of the milling process is finally verified by a reference process in a prototypical implementation. This shows, that the developed method for online-assessment of milling processes is able to compute and assess current status information of the tool and workpiece with high quality.

#### **Keywords:**

Process modeling, milling, process monitoring, quality assessment, model-based assessment,

## Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen und Abkürzungen .....	IX
1 Einleitung.....	1
2 Stand des Wissens.....	3
2.1 Der Einsatz von intelligenten Objekten in der Produktion .....	3
2.1.1 Intelligente Objekte.....	3
2.1.2 Intelligente Produktionssysteme.....	5
2.1.3 Analyse der Defizite.....	9
2.2 Bewertung von Zerspanprozessen .....	10
2.3 Bewertung von Prozessgrößen beim Fräsen .....	12
2.3.1 Modelle zur kinematischen Abbildung von Fräsprozessen.....	12
2.3.2 Modelle zur Bewertung der Zerspankräfte.....	18
2.4 Bewertung der Werkstückqualität .....	22
2.4.1 Prüfung der Werkstückqualität .....	22
2.4.2 Einflüsse auf die Werkstückqualität.....	23
2.4.3 Modelle zur Bewertung der Oberflächengüte beim Fräsen .....	25
2.4.4 Modelle zur Bewertung der Werkstückgestalt beim Fräsen.....	28
2.5 Überwachung von Zerspanprozessen.....	32
2.5.1 Aufgabe und Aufbau von Prozessüberwachungssystemen.....	32
2.5.2 Modellbasierte Verfahren zur Prozessüberwachung .....	33
2.6 Fazit zum Stand des Wissens .....	36
3 Zielsetzung und Vorgehensweise.....	38
4 Untersuchung von Qualitätseinflüssen .....	41
4.1 Definition des Referenzprozesses .....	41
4.2 Experimentelle Untersuchung .....	42
4.3 Untersuchung der Einflüsse auf die Oberflächenqualität .....	48
4.3.1 Einfluss der Prozessstellgrößen auf die Oberflächenqualität .....	48
4.3.2 Einfluss des Rundlauffehlers auf die Oberflächenqualität .....	53
4.4 Untersuchung des Rundlauffehlereinflusses auf die Zerspankräfte .....	60
4.4.1 Herleitung des Rundlauffehlereinflusses .....	60
4.4.2 Charakterisierung des Rundlauffehlereinflusses .....	62

---

4.5	Untersuchung der Einflüsse auf Formfehler beim Fräsen .....	66
4.5.1	Versuchsdurchführung .....	67
4.5.2	Analyse der Formfehler am Werkstück .....	69
5	Modellierung systematischer Prozesseinflüsse .....	75
5.1	Definition der System- und Modellstruktur .....	75
5.2	Modellierung des Zerspanprozesses .....	77
5.2.1	Modellierung des Materialabtrags .....	77
5.2.2	Modellierung der Werkstückgestalt .....	82
5.3	Modell des Zerspanwerkzeugs .....	85
5.3.1	Entwicklung eines parametrischen Werkzeugmodells .....	85
5.3.2	Modellierung der mechanischen Eigenschaften .....	87
6	Modellbasierte Bewertung von Fertigungsprozessen .....	92
6.1	Modellbasierte Bewertung der Oberflächengüte aus Prozesssignalen .....	92
6.1.1	Identifikation des Rundlauffehlers aus Prozesskräften .....	92
6.1.2	Berechnung und Bewertung der Werkstückoberfläche .....	97
6.2	Modellbasierte Bewertung von Gestaltabweichungen .....	98
6.2.1	Berechnung der Werkzeugverformung aus Zerspankräften .....	98
6.2.2	Berechnung der Werkstückgestalt aus Prozesskräften .....	104
6.2.3	Separation der Gestaltabweichungen .....	106
6.3	Entwicklung einer Benutzerschnittstelle zur Prozessbewertung .....	107
6.3.1	Grafische Oberfläche zur Online-Signalverarbeitung .....	107
6.3.2	Grafische Oberfläche zur Online-Prozessbewertung .....	109
7	Validierung des entwickelten Bewertungsverfahrens .....	111
7.1	Validierung der Rundlauffehleridentifikation .....	111
7.1.1	Versuchsplanung .....	111
7.1.2	Auswertung der Rundlauffehleridentifikation .....	113
7.2	Validierung der Oberflächenberechnung .....	117
7.3	Validierung der Formfehlerberechnung .....	122
7.4	Validierung des Verfahrens am Praxisbeispiel .....	128
7.4.1	Beschreibung des Referenzprozesses .....	128
7.4.2	Ergebnisse aus dem Referenzprozess .....	130
7.4.3	Bewertung des Referenzprozesses .....	132

---

8	Folgerungen für die Praxis .....	136
8.1	Potentiale für die industrielle Prozessüberwachung.....	136
8.2	Potentiale für die industrielle Qualitätsprüfung .....	136
8.3	Potentiale für die Arbeitsvorbereitung .....	137
8.4	Voraussetzungen für einen industriellen Einsatz .....	138
9	Zusammenfassung und Ausblick.....	139
9.1	Inhaltliche Zusammenfassung der Arbeit .....	139
9.2	Ausblick.....	142
10	Literaturverzeichnis .....	144
11	Anhang .....	154
11.1	Messprotokoll des Versuchswerkzeugs .....	154
11.2	Verwendete Messmittel.....	154
11.3	Verfahren zur Identifikation der Zahneingriffe aus Prozesskräften.....	156
11.4	Messung der Rundlaufparameter in der Werkzeugmaschine .....	157
11.5	Technische Dokumente Radträger .....	158

## Formelzeichen und Abkürzungen

### Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Bezeichnung
$A$	$\text{mm}^2$	Spanungsquerschnittsfläche
$A_{ch}$	$\text{mm}^2$	Spanungsfläche
$A_{lin}$	mm	Lineare Ausgleichsfunktion
$A_{sin}$	mm	Sinus-Ausgleichsfunktion
$A_{WZ}$	$\text{mm}^2$	Querschnittsfläche des Werkzeugs
$a_e$	mm	Eingriffsbreite
$a_p$	mm	Eingriffstiefe
$b$	mm	Spanungsbreite
$c$	mm	Konstante
$c_b$	$\text{Nmm}^2$	Biegesteifigkeit
$c_E$	$\text{N/mm}$	Ersatzsteifigkeit
$d$	mm	Welligkeitsparameter
$E$	$\text{N/mm}^2$	Elastizitätsmodul
$e_c$	$\text{N/mm}^2$	Spezifische Schnittenergie
$f$	mm	Vorschubvektor
$f_e$	Hz	Zahneintrittsfrequenz
$f_g$	Hz	Grenzfrequenz
$f_n$	Hz	Spindelumdrehungsfrequenz
$f_s$	Hz	Samplefrequenz
$f_z$	mm	Zahnvorschub
$F$	N	Kraftvektor
$F'$	$\text{N/mm}$	Bezogene Kraft
$F_z$	N	Zerspankraft
$F_a$	N	Aktivkraft
$F_c$	N	Schnittkraft
$F_f, F_{fN}, F_p$	N	Vorschub-, Vorschubnormal- und Passivkraft
$F_t, F_r, F_a$	N	Werkzeugbezogene Zerspankraftkomponenten
$F_X, F_Y, F_Z$	N	Kraftkomponenten in X-, Y- und Z-Richtung

$h$	mm	Spanungsdicke
$h_{min}$	mm	Mindestspanungsdicke
$h_t$	mm	Höhenteilung des Werkzeugs
$i$	1	Index der Schneide
$I_{xx}, I_{yy}$	mm <sup>4</sup>	Flächenträgheitsmoment um die X-Achse, Y-Achse
$I_{xy}$	mm <sup>4</sup>	Polares Flächenträgheitsmoment zwischen X- und Y-Achse
$j$	1	Index des Segmentes
$k$	1	Index des Polygons
$k_u^{ce}, k_v^{ce}$	N/mm	Koppelsteifigkeit in X- und Y-Richtung
$k_{\theta_x}^{ce}, k_{\theta_y}^{ce}$	N/rad	Koppelsteifigkeit um die X- und Y-Achse
$k_{lin}$	mm/mm	Steigung der linearen Ausgleichsgeraden
$k_{tc}, k_{rc}, k_{ac}$	N/mm <sup>2</sup>	Tangentialer, radialer, axialer Schnittkraftkoeffizient
$k_{te}, k_{re}, k_{ae}$	N/mm	Tangentialer, radialer, axialer Reibkraftkoeffizient
$K_{coup}$	N/mm, N/rad	Koppelsteifigkeitsmatrix
$K_{el}$	N/mm, N/rad	Elementsteifigkeitsmatrix
$K_{glob}$	N/mm, N/rad	Globale Gesamtsteifigkeitsmatrix
$l$	mm	Länge eines Stabelements
$L_g$	mm	Kraglänge des Werkzeugs
$L_s$	mm	Schneidenlänge des Werkzeugs
$m$	1	Anzahl der Höhensegmente
$n$	1	Anzahl der Schneiden
$N_{xx}, N_{yy}$	mm/N	Nachgiebigkeit in X- und Y- Richtung
$N_{xy}$	mm/N	Nachgiebigkeit zwischen X- und Y-Richtung
$o$	1	Anzahl der Polygonpunkte des Werkzeugquerschnitts
$p$	-	Punkt an der Schneide
$P_C$	W	Schnittleistung
$Q_w$	mm <sup>3</sup> /s	Zeitspanvolumen
$\mathbf{r}$	mm	Verformungsvektor
$R_o$	mm	Nomineller Werkzeugradius
$R_a$	µm	Arithmetischer Mittenrauwert
$R_{Gleich}$	µm	Kinematische Rauheit für das Gleichlaufräsen

$R_{Gegen}$	$\mu\text{m}$	Kinematische Rauheit für das Gegenlaufräsen
$R_{ij}$	$\text{mm}$	Schneidenradius der Schneide $i$ von Segment $j$
$R_{kin}$	$\mu\text{m}$	Kinematische Oberflächenrauheit
$R_{kin}^*$	$\mu\text{m}$	Erweiterte kinematische Oberflächenrauheit
$R_{max}$	$\mu\text{m}$	Maximale Rautiefe
$R_z$	$\mu\text{m}$	Gemittelte Rautiefe
$S_{ij}$	$\text{mm}$	Schneidenbahn der Schneide $i$ von Segment $j$
$S_f$	$\text{mm}$	Vorschubbewegung der Schneiden
$S_r$	$\text{mm}$	Rotationsbewegung der Schneiden
$TC$	$\text{mm}$	Werkzeugquerschnittspolygon
$u$	$\text{mm}$	Verschiebung in $X$ -Richtung
$v$	$\text{mm}$	Verschiebung in $Y$ -Richtung
$v_c$	$\text{m/min}$	Schnittgeschwindigkeit
$V_{ch}$	$\text{mm}^3$	Spanungsvolumen
$\bar{V}_{chi}$	%	Normiertes Spanungsvolumen der Schneide $i$
$v_f$	$\text{mm/min}$	Vorschubgeschwindigkeit
$w$	$\text{mm}$	Verschiebung in $Z$ -Richtung
$w_g$	$\text{mm}$	Gesamtverschiebung
$W$	1	Gewichtungsvektor
$W_{ci}$	J	Schnittarbeit der Schneide $i$
$\bar{W}_{ci}$	%	Normierte Schnittarbeit der Schneide $i$
$WP_i$	$\text{mm}$	Werkstückpolygon nach Bearbeitung von Schneide $i$
$X, Y, Z$	$\text{mm}$	Kartesische Koordinaten

### Symbole

$\alpha$	rad	Verkipfung der Werkstückoberfläche
$\beta$	rad	Vorschubrillenwinkel
$\gamma$	rad	Drallwinkel der Schneiden
$\delta$	$\mu\text{m}$	Spanraumfaktor
$\delta_i$	$\mu\text{m}$	Radialer Fehler der Schneide $i$
$\varepsilon_i$	rad	Teilungswinkelfehler der Schneide $i$

$\Delta$	$\mu\text{m}$	Maximale Formabweichung
$\Delta x, \Delta y$	$\mu\text{m}$	Verschiebung in X- und Y-Richtung
$\theta_x, \theta_y, \theta_z$	rad	Rotation um die Kartesischen Koordinaten X,Y,Z
$\theta$	rad	Polare Koordinate des Werkzeugs
$\phi_i$	rad	Teilungswinkel der Schneide $i$
$\phi_k$	rad	Kipprichtungswinkel
$\varphi$	rad	Rotationswinkel
$\varphi_a$	rad	Austrittswinkel
$\varphi_e$	rad	Eintrittswinkel
$\kappa$	rad	Kippwinkel
$\lambda$	rad	Winkellage des Rundlauffehlers
$\rho$	$\mu\text{m}$	Betrag des Rundlauffehlers
$\tau$	$\text{N/mm}^2$	Schubmodul
$\nu$	-	Querkontraktionszahl
$\psi_{ij}$	rad	Schneidenpositionswinkel
$\Omega$	rad/sec	Winkelgeschwindigkeit der Spindelrotation
$\chi_i$	rad	Drallwinkelfehler

### Abkürzungen

BDE	Betriebsdatenerfassung
CAD	Computer Aided Design
CAM	Computer Aided Manufacturing
CNC	Computerized Numerical Control
FEM	Finite Elemente Methode
IKT	Informations- und Kommunikationstechnologie
MES	Manufacturing Execution System
NC	Numerical Control
mean	Arithmetischer Mittelwert
PPS	Produktionsplanung und -steuerung
SFB	Sonderforschungsbereich
WZ	Werkzeug

## 1 Einleitung

Der Kundenmarkt verlangt nach individualisierten Produkten, die termingerecht hergestellt, qualitativ hochwertig und zugleich kostengünstig angeboten werden [REI11a]. Darüber hinaus wird eine hohe Transparenz der Produktions- und Handelsbedingungen und eine Rückverfolgbarkeit der Produktionshistorie über den gesamten Lebenszyklus eines Produkts gefordert [DEN13a, KAG13]. Die Produktion von heute passt sich dem Wandel von Markt- und Kundenanforderungen an und entwickelt sich von der Produktion standardisierter Serienprodukte hin zur individuellen Kleinserienproduktion mit steigender Variantenvielfalt und sinkenden Losgrößen [ABE11]. Insbesondere die Variantenvielfalt der Produkte und die damit einhergehende Komplexität der Produktionsorganisation stellt die Produktion heute noch vor große Herausforderungen:

Mit der zunehmenden Individualisierung von Produkten steigt die Anzahl der zu erfassenden Zustände eines Produktes sowie der Aufwand zur Datenverwaltung in der Produktion drastisch an [ELM06, WIE07, HAR10]. Über den Produktentstehungsprozess bis hin zum Endkunden entstehen vielfältige produktbezogene Informationen die echtzeitnah erfasst, ausgewertet und dokumentiert werden müssen [REI13]. Zudem muss die Produktionshistorie über den gesamten Produktlebenszyklus rückverfolgbar sein [DEN13a, KAG13].

Die Produktion von komplexen und variantenreichen Produkten setzt aktuelles und hochdetailliertes Wissen über die Zustände von Produkten, Produktionsanlagen und Transportvorgängen voraus [JÜN98]. Dazu sind effiziente Informationssysteme notwendig, welche Produktionsdaten nach ihrer Erfassung in Echtzeit zur Verfügung stellen und diese möglichst breit über den gesamten Produktentstehungsprozess zugänglich machen. Für heutige Informationssysteme in der Fertigung (bspw. MES, BDE Systeme) stellen jedoch die großen Datenmengen sowie die Vielzahl der Schnittstellen in der Systemlandschaft noch große Herausforderungen dar [ERL13]. Heutige Informationssysteme in der Produktion genügen den gestellten Anforderungen an schnelle Wandelbarkeit und unternehmensübergreifende Kommunikationsfähigkeit deshalb nicht oder nur teilweise [LUK13].

Zur Organisation einer variantenreichen Kleinserienproduktion werden flexible und reaktionsschnelle Strategien für die Produktionsplanung und -steuerung (PPS) benötigt, um den individuellen Produkt- und Produktionszustand erfassen und effizient beeinflussen zu können. Heutige computergestützte Systeme zur Produktionsplanung und -steuerung sind häufig durch die Komplexität und die Menge individueller Fertigungsaufträge in einer Produktion überfordert und genügen den Anforderungen an Aktualität, Flexibilität und Beeinflussbarkeit der Fertigungsaufträge häufig nicht [REI11a, LUK13].

Aus den genannten Herausforderungen leitet sich die Forderung ab den individuellen Zustand eines Produktes jederzeit erfassen, bewerten und beeinflussen zu können. Die nachfolgende Arbeit greift diese Forderung auf und behandelt die Fragestellung,

wie sich Zustandsinformationen während der Fertigung aufwandsarm erzeugen und bewerten lassen. Die Arbeit verfolgt deshalb das Ziel, die Werkstückqualität beim Fräsen online aus Prozesssignalen erfassen und bewerten zu können.

Die nachfolgende Dissertationsschrift widmet sich zunächst dem aktuellen Stand des Wissens zu den behandelten Themengebieten. Zunächst werden Potentiale durch den Einsatz von intelligenten Objekten in der Produktion aufgezeigt und aktuelle Defizite zur Umsetzung dieser Vision diskutiert. Anschließend werden die identifizierten Defizite themenbezogen am Stand des Wissens gespiegelt und Potentiale für weitere Entwicklungen diskutiert. Der in dieser Arbeit gewählte Lösungsansatz beinhaltet eine neuartige Anwendung von Prozessmodellen zur Berechnung und Bewertung von bislang nicht erfassbaren Wirkgrößen der Werkstückqualität anhand von gemessenen Prozessgrößen aus der Werkzeugmaschine. Dazu werden zunächst systematische Einflüsse auf die Werkstückqualität beim Fräsen untersucht und anschließend in Form von Verhaltensmodellen abgebildet. Auf Basis der entwickelten Modelle wird ein modellbasiertes Verfahren entwickelt, mit dem Qualitätsmerkmale während der Zerspanung aus Prozesssignalen der Werkzeugmaschine extrahiert und online bewertet werden können. Das entwickelte Verfahren ermöglicht die Berechnung und Bewertung von Form- und Oberflächenfehlern beim Fräsen. Durch eine umfangreiche Validierung des Verfahrens wird gezeigt, wie detaillierte Zustandsinformationen über die Werkstückqualität online bereitgestellt werden können.

Vor dem Hintergrund einer neuartigen Vision, der Gentelligenten Produktion, gliedert sich diese Arbeit in den Kontext des Sonderforschungsbereichs (SFB) 653 „Gentelligente Bauteile im Lebenszyklus“ [DEN10a] ein. Das in dieser Arbeit entwickelte Verfahren ist Bestandteil eines neuartigen Produktionsplanung und -steuerungssystems, dem Virtuellen Planer, und ermöglicht damit eine reaktionsschnelle und hochflexible Produktion auf Basis Gentelligenter Bauteile und Werkzeugmaschinen.

## 2 Stand des Wissens

Der in dieser Arbeit aufgeführte wissenschaftliche Prozess zur Entwicklung eines Verfahrens zur Online-Bewertung von Fräsprozessen und die entsprechenden Ergebnisse sind im Zusammenhang mit der Idee und den Zielen des Sonderforschungsbereichs 653 „Gentelligente Bauteile im Lebenszyklus“ entstanden [DEN10a]. Um die hier verfolgte Vision und themenverwandte Aktivitäten darzustellen, wird im nachfolgenden Kapitel 2.1 die Idee des Einsatzes von intelligenten Objekten in der Produktion vorgestellt. In diesem Kontext werden aktuelle Entwicklungen vor den zuvor genannten Herausforderungen (Kapitel 1) diskutiert und Bedarfe für weitere Entwicklungen herausgearbeitet.

Ausgehend von der zuvor durchgeführten Analyse werden in Kapitel 2.2 die Möglichkeiten und Potentiale für eine verbesserte Bewertung von Zerspanprozessen vorgestellt. In diesem Kontext wird der Einsatz von Modellen zur Bewertung von Prozessgrößen beim Fräsen (Kapitel 2.3) und zur Bewertung der Werkstückqualität (Kapitel 2.4) besonders beleuchtet und deren Potentiale für eine Online-Bewertung von Fräsprozessen im Rahmen einer Gentelligenten Produktion dargestellt. Zudem wird in Kapitel 2.5 ein Einblick in die Verfahren zur Prozessüberwachung gegeben und aktuelle Entwicklungen auf diesem Gebiet vor den in dieser Arbeit geltenden Anforderungen diskutiert. In Kapitel 2.6 werden die Voraussetzungen für diese Arbeit im Kontext der Gentelligenten Produktion und dem Stand des Wissens erläutert.

### 2.1 Der Einsatz von intelligenten Objekten in der Produktion

Die Nutzung von Maschinen-, Sensor- und Servicedaten spielt bereits heute in der deutschen Industrie eine erhebliche Rolle. Im Rahmen einer aktuellen Forsa Umfrage geben über 64% von 200 befragten Unternehmen an, bereits heute Maschinen-, Sensor- und Servicedaten für die Überwachung der Zustände von Produkten und Produktionssystemen auszuwerten [ALT13]. Dies wird jedoch erst durch die Verfügbarkeit von Informationen und Zuständen im industriellen Umfeld ermöglicht. Eine Möglichkeit, das Informationsangebot in der Produktion zu erweitern, ist der Einsatz intelligenter Objekte in der Produktion. Mit deren Einsatz im industriellen Umfeld kann die Verfügbarkeit und Aktualität von Zustandsinformationen weiter gesteigert werden.

#### 2.1.1 Intelligente Objekte

Die sogenannten intelligenten Objekte sind eindeutig identifizierbar, jederzeit lokalisierbar, kennen ihre Historie, ihren aktuellen Zustand sowie alternative Wege zum Zielzustand [LUK13]. Diese Eigenschaften bieten verschiedene Potentiale in der industriellen Anwendung und befähigen sie bspw. zu einer Selbststeuerung von Herstellungs-, Wartungs- und Nutzungsprozessen [KAG13]. Durch die Kombination von Ansätzen der Informations- und Kommunikationstechnologie (IKT) mit physikalischen Produkten werden intelligente Objekte befähigt, Informationen

selbstständig aufnehmen, verarbeiten und weiterleiten zu können [DEN10a]. In der aktuellen Literatur finden sich unterschiedliche Realisierungsstufen dieser sogenannten intelligenten Objekte. Sie lassen sich nach [HUA09, OST12] in vier Klassen einteilen: Während intelligente Objekte der ersten Klasse nur über Identifikationstechniken verfügen (bspw. RFID-Technik, DMC-Codes oder Barcodes [REI07, FIN08]), können intelligente Objekte der zweiten Klasse auch größere Mengen von Daten speichern. Zur dritten Klasse gehören Objekte, die über eine integrierte Sensorik verfügen. Zur vierten Klasse gehören Objekte, die zudem autonom mit ihrer Umgebung kommunizieren können. Zur praxistauglichen Umsetzung intelligenter Objekte der dritten und vierten Klasse in der industriellen Produktion fehlen bislang noch geeignete Technologien, welche die strikten Anforderungen an Robustheit, Kosten und Datensicherheit einhalten können.

**Tabelle 2.1:** Klassifizierung von intelligenten Objekten, nach [HUA09, OST12]

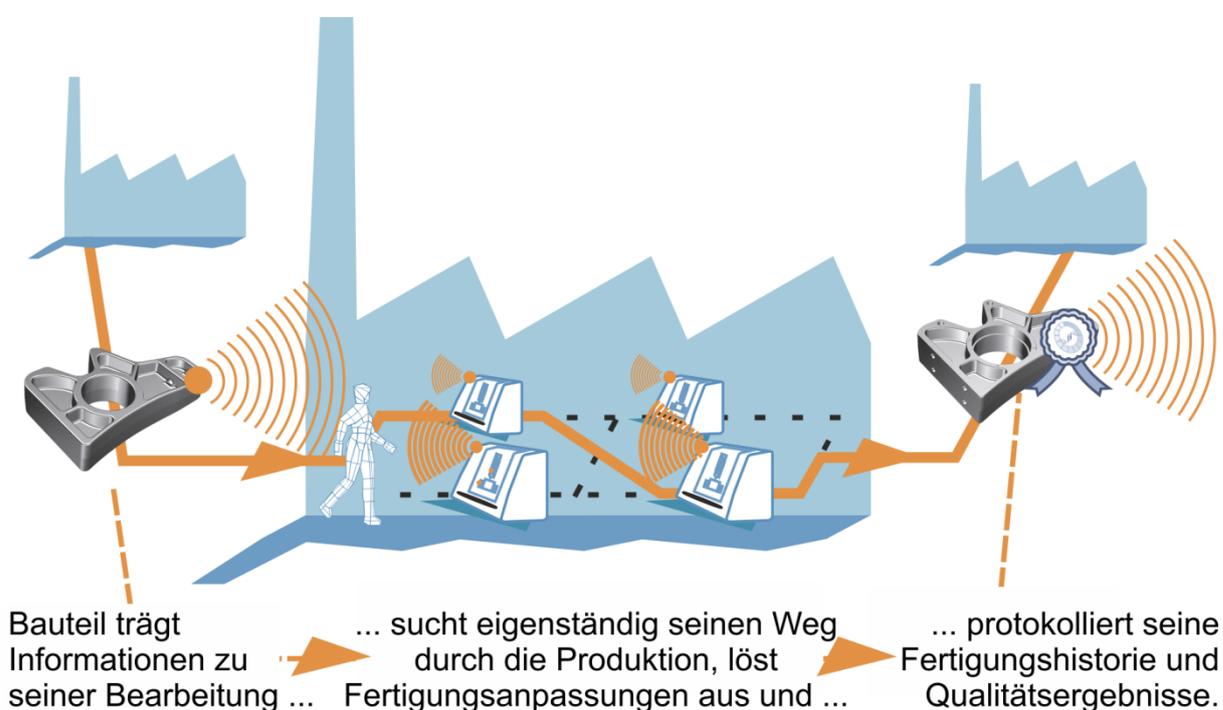
Klasse	1.	2.	3.	4.
Fähigkeiten	Identifikation	Identifikation	Identifikation	Identifikation
	-	Speichern	Speichern	Speichern
	-	-	Daten- verarbeitung	Daten- verarbeitung
	-	-	-	Interaktion/ Kommunikation

Der Einsatz intelligenter Objekte ermöglicht neuartige Ansätze zur Lösung der Herausforderungen in der Produktionstechnik (Kapitel 1). Durch die hohe Innovationskraft dieser Vision und den potentiellen Wettbewerbsvorteil für den Produktionsstandort Deutschland wurden bereits verschiedene Forschungsprojekte durch Politik und Wirtschaft initiiert, die auf die Verschmelzung von Informations- und Kommunikationstechnologie und Produkten sowie auf deren Einsatz in der Produktion setzen. Bereits im Jahr 2005 wurde durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) der Sonderforschungsbereich 653 „Gentelligte Bauteile im Lebenszyklus“ an der Leibniz Universität Hannover gegründet, der u.a. die Verschmelzung von Bauteil und zugehöriger Information zum Ziel hat [DEN10a]. Hier wurden bereits Ansätze zur Integration von Sensoren und Kommunikation von Bauteilzuständen entwickelt und innerhalb von Gentelligenten Bauteilen und Systemen umgesetzt. Während viele der zuvor beschriebenen intelligenten Objekte konventionelle Speichertechnologien verwenden, die nur peripher mit dem eigentlichen Objekt verbunden sind, fokussieren sich die Entwicklungen von Gentelligenten Bauteilen im Rahmen des SFB 653 auf die Inhärenz und Untrennbarkeit von Informationen und Produkt. Durch die Entwicklung inhärenter Speichertechnologien und intelligenter Verschlüsselungstechnologien wird insbesondere die Robustheit und Sicherheit der Produktdaten erhöht [DEN12a, DEN13a].

### 2.1.2 Intelligente Produktionssysteme

Der benötigte Grad der Intelligenz von Objekten in der Produktion lässt sich erst über deren Nutzen für die Produktion feststellen. Intelligente Objekte stellen erst dann einen Nutzen für die industrielle Produktion dar, wenn sie in die Fertigungsabläufe und -systeme ganzheitlich eingebunden werden und dort zu einer organisatorischen, ökonomischen oder ökologischen Verbesserung beitragen. Der Einsatz intelligenter Objekte bietet bereits verschiedene Potentiale für die Fertigung und Montage. Diese werden im Folgenden anhand verschiedener Forschungsansätze dargestellt.

Im Rahmen des SFB 653 wird insbesondere der Einsatz von Gentelligenten Bauteilen in der Produktion untersucht. Das dort betrachtete Szenario wird als Gentelligente Produktion bezeichnet (Bild 2.1).

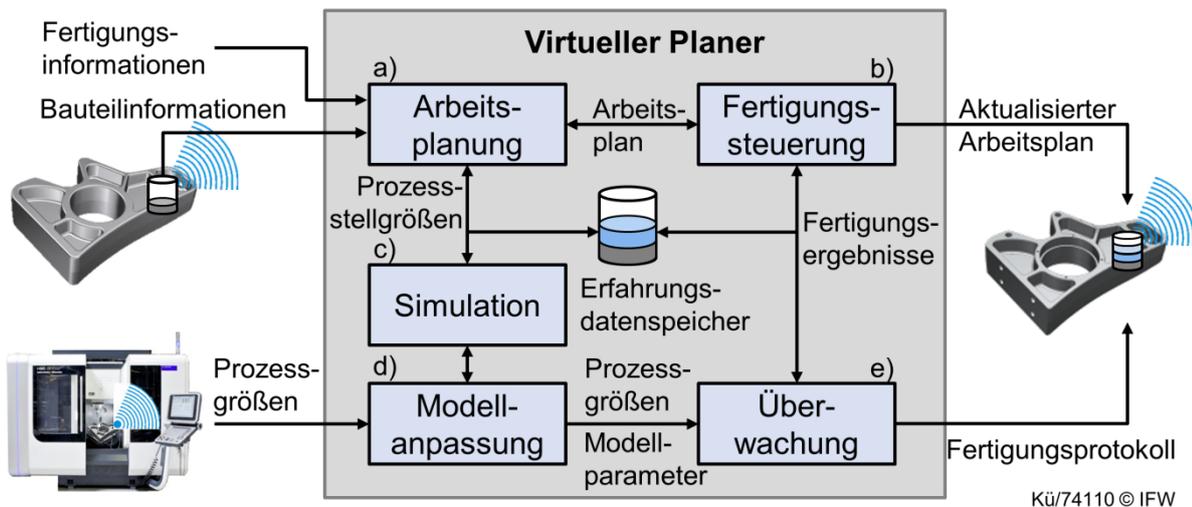


Scd/61898© IFW

**Bild 2.1:** Vision der bauteilgetriebenen Gentelligenten Produktion, nach [DEN12c]

Gentelligente Bauteile sind im Rahmen der Gentelligenten Produktion in der Lage, Informationen in die Fertigung zu tragen und dort selbstständig die Fertigung anzustoßen und zu organisieren. Dadurch können sie sich im Störfall selbstständig umorganisieren und Produktionsstillstände effektiv vermeiden. Durch die dezentrale Dokumentation der Produktionsinformationen auf dem Bauteil ist dieses in der Lage, Wissen über die eigene Herstellungs- und Nutzungsphase zu sammeln und an nachfolgende Bauteilgenerationen zu vererben. Das Gentelligente Bauteil steht im ständigen Austausch mit anderen Bauteilen und sogenannten Gentelligenten Maschinen. Die Gentelligente Maschine bildet ein vernetztes System basierend auf Gentelligenten Bauteilen, die durch ihre sensorischen Fähigkeiten in der Lage sind, Informationen über den Fertigungsprozess aufzunehmen,

auszuwerten und untereinander zu kommunizieren [DEN13a]. Der Einsatz Gentelliger Bauteile in der Produktion eröffnet neue Freiheitsgrade für die Planung, Steuerung und Überwachung von komplexen Produktionsabläufen. Durch die Vielzahl der zur Verfügung stehenden Fertigungsinformationen steigt jedoch zunächst die Komplexität der Produktionsorganisation. Zur Lösung dieser Herausforderung bei der Organisation einer Gentelligenten Produktion und zur Erschließung der Potentiale Gentelliger Bauteile wurde das Konzept des Virtuellen Planers entwickelt.



**Bild 2.2:** Virtueller Planer für die Gentellige Produktion

Der Virtuelle Planer ermöglicht die Vernetzung aller für den Produktionsablauf relevanten Informationen in einer geschlossenen Informationsstruktur und integriert die Aufgaben der Arbeitsplanung, Prozesssimulation und -bewertung sowie der Fertigungssteuerung in einem System. Durch die Integration von Gentelligenten Bauteilen und Maschinen in einem Gesamtsystem zur Planung und Steuerung der Produktion wird eine flexible und störungsfreie Produktion angestrebt. Über adaptive und lernfähige Planungs- und Steuerungsstrategien werden Zustandsinformationen aus der Fertigung zeitnah ausgewertet, um Störungen der Produktionsabläufe aktiv durch Umplanung zu vermeiden. Je detaillierter und schneller die Zustandsinformationen aus der Produktion erzeugt und verarbeitet werden können, umso flexibler kann die Produktion gesteuert werden. Durch die konsequente Rückführung und Aufbereitung von Fertigungsinformationen wird zudem eine Erfahrungsdatenbasis geschaffen, die eine kontinuierliche Verbesserung der Planungsqualität ermöglicht. Zur Umsetzung der Vision des Virtuellen Planers wurden bereits die folgenden Vorarbeiten geleistet:

Als Voraussetzungen für eine autonome, bauteilgetriebene Produktion muss eine flexible und reaktionsschnelle, automatisierte Arbeitsplanung gewährleistet werden (Bild 2.2 a). Dazu wurde ein Verfahren zur automatischen Arbeitsplanung entwickelt [LOR12]. Die Methode erzeugt nichtlineare Arbeitspläne mit Hilfe einer Wissensbasis, die alle technologisch-machbaren Fertigungsalternativen zur Herstellung eines

Bauteils beinhaltet. Die im nichtlinearen Arbeitsplan enthaltenen Fertigungsalternativen werden nach technologischen und ökonomischen Bewertungskriterien priorisiert und zur Fertigung vorgeschlagen. Durch die dynamische Priorisierung von Handlungsalternativen in Form von nichtlinearen Arbeitsvorgangsfolgen kann flexibel auf Störungen durch eine alternative Fertigungsfolge reagiert werden. Das benötigte Fertigungswissen für die Arbeitsplanung muss jedoch bislang händisch in Form einer Ontologie erstellt werden.

Um eine hohe Planungsqualität auch für kleine Losgrößen bis hin zur Einzelteilfertigung zu gewährleisten, entwickelt Schmidt eine Prozesssimulation (Bild 2.2 c), die einen virtuellen Einfahrprozess ermöglicht [SCH11]. Durch die Abbildung verschiedener Prozesseinflüsse (bspw. Werkstücknachgiebigkeit, Wärmedehnung, Verschleiß) in Form von Simulationsmodellen steigert er die Güte der Zerspankraftprognose deutlich. Dadurch wird die Grundlage für eine anlernfreie Prozessüberwachung geschaffen, welche die Parametrierung von Überwachungsgrenzen für die Einzelteilfertigung, auf Basis simulierter Zerspankräfte ermöglicht [DEN12d]. Die verwendeten Simulationsmodelle sind jedoch auf Modellparameter angewiesen, die bislang experimentell ermittelt werden müssen. Der Lösungsansatz für den Virtuellen Planer sieht künftig eine automatisierte Anpassung von Simulationsmodellen anhand von Prozessgrößen aus der Werkzeugmaschine vor (Bild 2.2 d). Hierzu müssen Methoden entwickelt werden, um prozessinterne Modellparameter (bspw. Schnittkraftkoeffizienten, Steifigkeitsparameter, etc.) aus Prozessgrößen zu berechnen und diese für die Prozesssimulation (Bild 2.2 c) bereit zu stellen.

Um auch noch während der Fertigung flexibel auf Störungen und Stillstände in der Produktion reagieren zu können, wurde eine Methode zur adaptiven Prozessplanung entwickelt [DEN12b]. Durch die dynamische Bewertung nichtlinearer Arbeitsvorgangsfolgen (s.o.) kann auch noch kurzfristig auf veränderte Rahmenbedingungen in der Produktion durch eine flexible Umplanung reagiert werden (Bild 2.2 b). Die Reaktionsfähigkeit ist jedoch von der Güte und dem Detaillierungsgrad der zur Verfügung stehenden Fertigungsinformationen abhängig.

Detaillierte Informationen über den Fertigungsprozess stehen häufig erst dann zur Verfügung, wenn der Prozess abgeschlossen ist und kein Einfluss mehr genommen werden kann. Um den Fertigungsprozess frühzeitig und detailliert bewerten zu können, wurde im Rahmen des SFB 653 eine Fräsmaschine mit sensorischen Komponenten ausgestattet [LIT11, DEN13]. Mit dieser sogenannten Gentelligenten Werkzeugmaschine können Prozessgrößen über die Maschinenstruktur gemessen und für die Prozessüberwachung und -bewertung bereitgestellt werden (Bild 2.2 e). Es fehlen bislang jedoch Überwachungsansätze, um Qualitätsinformationen prozessbegleitend zu erzeugen und zu bewerten.

Die Vision einer produktgesteuerten Fertigung war auch das Ziel in dem vom BMBF geförderten Projekt „Selbstorganisierende Produktion – SoPro“ [UHL13]. Dort wurden mit Hilfe sogenannter Process-eGrains Methoden für eine autonome, selbstorganisierende Produktion entwickelt, die einen zustandsbezogenen Fertigungs-

ablauf ermöglichen. Process-eGrains sind Mikrosysteme mit einer autarken Energieversorgung, die in der Lage sind, über eine eigene Recheneinheit Informationen dezentral zu erfassen, zu verarbeiten, zu speichern und zu kommunizieren. Sie lassen sich gemäß der Klassifikation aus Tabelle 2.1 als intelligente Objekte der vierten Klasse einordnen. Im Rahmen eines Demonstrators für die produktgesteuerte Fertigung konnten die Potentiale einer hochflexiblen Produktionssteuerung auf Basis autarker, intelligenter Produkte im Rahmen des Projektes prototypisch nachgewiesen werden [UHL13]. Eine Integration der intelligenten Technologien in die Werkzeugmaschine war jedoch nicht Bestandteil des Projektes. Durch diesen Ansatz können keine Zustandsdaten während des Fertigungsprozesses generiert werden.

Unter dem Leitthema „Industrie 4.0“ wurde im Jahre 2012 die vierte industrielle Revolution ausgerufen. Gegenüber den vorangegangenen industriellen Revolutionen (19 Jh. Mechanisierung, 20 Jh. Elektrifizierung, Ende 20 Jh. Automatisierung) setzt Industrie 4.0 vermehrt auf eine Vernetzung kommunikationsfähiger und wissens-tragender, intelligenter Bauteile und Komponenten in der Produktion. Diese sogenannten Cyber-Physischen Systeme (CPS) bilden einen Verbund aus eingebetteten Systemen, Sensoren und Aktuatoren, die über eine Kommunikationseinrichtung untereinander und mit anderen CPS vernetzt sind [BRO10]. Je nach Ausstattung können diese Systeme als intelligente Objekte der vierten Klasse bezeichnet werden (Tabelle 2.1). Durch den Einsatz von Cyber-Physischen Systemen in Produktionssystemen ergibt sich eine völlig neue Produktionslogik und es können neue Potentiale zur selbststeuernden und lernenden Produktionsorganisation realisiert werden. Die Produktion mit Cyber-Physischen Systemen soll in der sogenannten Smart Factory umgesetzt werden [KAG13]. Die Gesamtheit aller intelligenter Produkte und Produktionsanlagen in der Smart Factory bilden ein vernetztes Cyber-Physisches Produktionssystem (CPPS) [REI13]. Die Smart Factory beherrscht Komplexität, ist weniger störanfällig und steigert die Effizienz der Produktion. Menschen, Maschinen und Ressourcen kommunizieren über soziale Netzwerke und decken somit den gesamten Informationsbedarf der Fabrik [KAG13]. Um die zur Verfügung stehenden Technologien und Informationen im Rahmen der Smart Factory optimal einsetzen zu können, müssen insbesondere neue Methoden zur Planung und Steuerung für CPPS entwickelt werden. Darauf aufbauend fehlen Verfahren, mit denen aktuelle Zustände von Produkten und Ressourcen innerhalb der Produktion in Echtzeit erfasst und innerhalb der Planung und Steuerung berücksichtigt werden können [REI13]. Zum Zeitpunkt der hier vorgestellten Recherche sind noch keine, für diese Arbeit relevanten, Ergebnisse aus dem Themenfeld der Industrie 4.0 hervorgegangen.

### 2.1.3 Analyse der Defizite

Die vorangegangene Recherche zum Einsatz von intelligenten Objekten in der Produktion hat vielfältige Einsatzmöglichkeiten und Potentiale dieser Technologie aufgezeigt. Zur Umsetzung einer gemeinsamen Vision einer intelligenten Produktion mit intelligenten Produkten und Maschinen fehlen bislang geeignete, industrietaugliche Befähigungstechnologien (bspw. robuste Identifikations- und Speichertechniken), intelligente und vernetzte Produktionsanlagen sowie echtzeitfähige Informationssysteme. Die vierte industrielle Revolution stellt neue Herausforderung an die Qualität und die Aktualität der Informationen sowie an die Kompatibilität der Informationssysteme in der Fertigung. Während die Speicherung und Kommunikation von Produktionsdaten bei vielen Ansätzen fokussiert wird, mangelt es an Lösungen für die Verarbeitung und Bewertung der Datenflut von intelligenten Komponenten und Systemen. Um eine flexible Anpassung des Arbeitsplans sowie eine kontinuierliche Verbesserung der Erfahrungsbasis für die Arbeitsplanung zu unterstützen, müssen aktuellere und detailliertere Informationen über den Fertigungsprozess aus der Produktion bereitgestellt werden. Erst durch die konsequente Überwachung, Bewertung und Dokumentation aller Fertigungsabläufe kann die Informationsgrundlage für eine reaktive Fertigungssteuerung und erfahrungsbasierte Planung im Rahmen des Virtuellen Planers (Bild 2.2) zur Verfügung gestellt werden.

Aus der Sicht der, an der Produktion beteiligten, Instanzen ergeben sich die folgenden Defizite für die Umsetzung einer intelligenten Produktion. Aus Anwendersicht mangelt es an:

- robuster Identifikations- und Speichertechnik auf dem Bauteil für den Einsatz über den gesamten Produktlebenszyklus,
- bauteilintegrierter Sensorik und energieautarker Auswerteelektronik zur dauerhaften Zustandsüberwachung des Bauteils,
- einheitlichen Protokollen zum Informationsaustausch auf Bauteilebene.

Aus der Sicht der Prozessplanung und -steuerung mangelt es an:

- einer stets aktualisierten Planungsdatenbasis,
- Echtzeitinformationen über aktuelle Zustände von Produkten und Ressourcen in der Fertigung,
- bauteil aufgelösten Fertigungsdaten,
- Methoden zur Beherrschung der Komplexität in der Planung,
- Methoden zum Aufbau und zur Auswertung von Erfahrungsdaten,
- der Rückführung von detaillierten Prozess- und Wirkgrößen für jedes Bauteil.

Aus der Sicht der Prozesssimulation mangelt es an:

- realitätsgetreuen Simulationsmodellen,
- Möglichkeiten zur Erstellung und Anpassung von Simulationsmodellen,
- Informationen zur Bestimmung interner Modellparameter aus dem Prozess,
- Möglichkeiten zur Verifizierung der Simulationsergebnisse an realen Prozessen.

Aus der Sicht der Prozessüberwachung und Qualitätsprüfung mangelt es an:

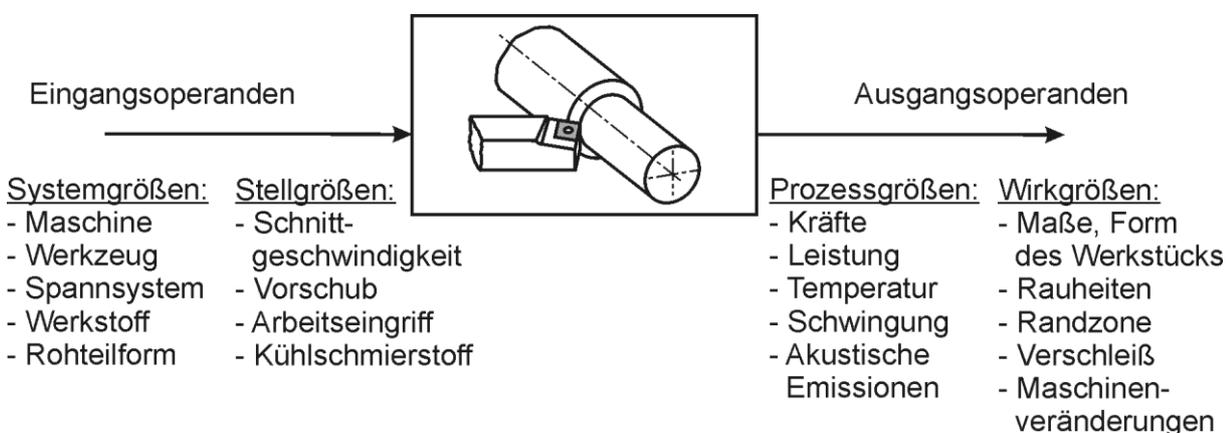
- direkten Messverfahren zur Online-Erfassung der Werkstückqualität,
- Informationen zur Interpretation und Bewertung von Überwachungssignalen,
- hochauflösenden, prozessnahen Signalquellen.

Die aufgeführten Bedarfe lassen sich im Wesentlichen auf die mangelnde Verfügbarkeit von Zustandsinformationen in der Produktion zurückführen. Es fehlen demnach geeignete Verfahren zur Erfassung, Verarbeitung und Bewertung von Zustandsinformationen von Produkten und Ressourcen in der Produktion. Im Folgenden wird der Stand des Wissens zu den für diese Arbeit relevanten Themengebieten aufgezeigt und gegenüber den zuvor identifizierten Bedarfen diskutiert.

## 2.2 Bewertung von Zerspanprozessen

Die zentrale Aufgabe einer Bewertung besteht in der transparenten Aufbereitung und Verdichtung von Informationen zur Vorbereitung einer Entscheidung [GRA95]. Die Bewertung von Zerspanprozessen ist notwendig, um geeignete Fertigungsverfahren und deren Einstellgrößen für eine Bearbeitungsaufgabe zu finden. Eine frühzeitige Prozessbewertung ist bspw. in der Prozessplanung notwendig, um eine zeit-, kosten- und qualitätsoptimale Fertigung zu gewährleisten.

Zur zielbezogenen Bewertung eines Zerspanprozesses ist eine reduzierte Betrachtungsweise zu wählen, welche den Betrachtungsbereich auf die Eingangs- und Ausgangsgrößen eines Systems beschränkt. Die Systemgrenze wird durch eine „Black-Box“ beschrieben, welche den Zerspanprozess über das Übertragungsverhalten zwischen Ein- und Ausgangsoperanden beschreibt, die wiederum in System-, Stellgrößen sowie Prozess- und Wirkgrößen unterteilt werden [DEN11].



**Bild 2.3:** Systemdarstellung des Zerspanprozesses, nach [DEN11]

Zur technologischen Bewertung von Zerspanprozessen sind die folgenden vier Kriterien eingeführt [DEN11]:

- Zerspankraft,
- Werkzeugverschleiß,
- Oberflächenausbildung des Werkstücks und
- Spanform.

Mit diesen Kriterien wird die Zerspanbarkeit bewertet. Die Zerspanbarkeit beschreibt die Schwierigkeiten, die ein Werkstoff bei der spanenden Bearbeitung bereitet [KÖN97]. Damit können optimale Stellgrößen für eine bestimmte Bearbeitungsaufgabe bewertet werden [GRO06]. Weiterhin kann eine organisatorische Bewertung von Zerspanprozessen mit den folgenden Bewertungskriterien durchgeführt werden [SCH02]:

- Bearbeitungszeit,
- Herstellungskosten und
- Fertigungsqualität.

In der Phase der Arbeitsplanung ist die Auswahl von geeigneten Bearbeitungsverfahren und deren Parameter zu treffen. Um eine optimale Auswahl zu unterstützen, müssen die Auswirkungen der Planparameter auf die Wirkgrößen des Prozesses möglichst detailliert abgeschätzt und bewertet werden. Derzeit wird in der Arbeitsplanung eine grobe Abschätzung der Bearbeitungszeiten und -kosten vorgenommen, um Vorgabezeiten für die Maschinenbelegung und den Arbeitsplan zu ermitteln [EVE02]. Dazu werden heutzutage CAD/CAM-Systeme eingesetzt, die neben der Erzeugung von Werkzeugwegen auch genaue Bearbeitungszeiten für den Zerspanprozess berechnen können [GOT07, DEN09a]. Hier werden jedoch die spezifischen Eigenschaften, wie bspw. die Dynamik und Trägheit, der Werkzeugmaschine vernachlässigt. Dazu werden nach der Prozessplanung und der maschinenspezifischen Anpassung der Werkzeugwege NC-Simulation durchgeführt, um den erzeugten Bearbeitungsprozess auf Basis der maschinenspezifischen Eigenschaften zu überprüfen und gegebenenfalls zu optimieren [DEN07]. Mit geometrisch orientierten NC-Simulationen ist darüber hinaus die Prognose der Zerspankräfte sowie die Überprüfung der Fertigungsqualität hinsichtlich geometrischer Abweichung von der Soll-Kontur im Rahmen der Arbeitsplanung möglich [REH08]. Um die Qualität der in der Planungsphase festgelegten Arbeitspläne zu bewerten, fehlen heutzutage Möglichkeiten zur Rückführung von Ist-Werten aus der Fertigung. Die getroffenen Annahmen bei der Auswahl von Prozessen und Prozessstellgrößen lassen sich daher bislang nicht ausreichend verifizieren. Im Rahmen dieser Arbeit wird versucht Zustandsdaten aus der Fertigung in geeigneter Form aufzubereiten und dann in Echtzeit der Prozessplanungs- und -steuerungsebene bereitzustellen.

Während der Fertigungsphase erfolgt die Bewertung des Zerspanprozesses an der Werkzeugmaschine. In der Serienfertigung wird zur Inbetriebnahme eines neuen Prozesses, durch die Herstellung eines Einfahrteils, die Fehlerfreiheit des Prozesses und damit die Bewertung der vorangegangenen Planungsschritte vorgenommen. In der Serienfertigung lässt sich, wegen der großen Stichprobe, ein Prozess mit

Methoden der statistischen Prozessregelung (SPC) bewerten. Die Regelung der Einstellgrößen basiert dabei auf statistischen Kennzahlensystemen, wie der Maschinen- und Prozessfähigkeit, die aus Qualitätsmerkmalen am Bauteil berechnet werden [SCH09]. Die Prozessbewertung kann damit erst auf Basis einer Stichprobe über einer charakteristischen Losgröße durchgeführt werden. Im folgenden Kapitel werden verschiedene Methoden zur Bewertung von Prozess- und Wirkgrößen von Zerspanprozessen am Beispiel des Fräsens vorgestellt und diskutiert.

## **2.3 Bewertung von Prozessgrößen beim Fräsen**

Die Prozessgrößen eines Zerspanprozesses, wie Zerspankräfte, Leistungen, Temperaturen in der Spanbildungszone, Schwingungen und akustische Emissionen sind nur während des Prozesses wahrnehmbar [TOE02]. Über eine Bewertung dieser Prozessgrößen können Informationen über Störungen und ungewollte Veränderungen während der Zerspannung gewonnen oder zur Optimierung des Zerspanprozesses herangezogen werden [KAR01]. Größen, die nicht während des Prozesses gemessen werden können, lassen sich über geeignete Simulationsansätze prognostizieren und bewerten. Einen aktuellen Überblick über die dafür zur Verfügung stehenden Modellansätze gibt Zabel in [ZAB10]. Im Folgenden werden Modelle zur Abbildung von Fräsprozessen und zur Bewertung der Zerspankräfte beim Fräsen vorgestellt.

### **2.3.1 Modelle zur kinematischen Abbildung von Fräsprozessen**

Die Basis zur Beschreibung eines Zerspanungsvorganges stellt die Abbildung der geometrischen Eingriffsverhältnisse zwischen dem Werkstück und dem Werkzeug dar. Die Eingriffsverhältnisse bei der Fräsbearbeitung lassen sich beschreiben durch:

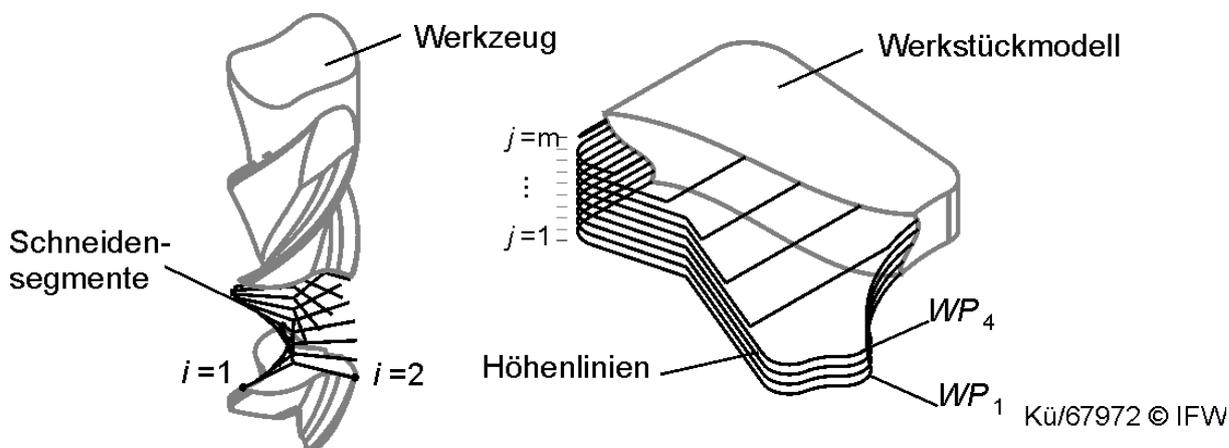
- die Geometrie des Werkstücks und des Werkzeugs,
- die Kinematik der prozessführenden Werkzeugmaschine und
- die Prozessstellgrößen zur Beschreibung der Relativbewegung zwischen Werkstück und Werkzeug.

Die Beschreibung von Werkstück und Werkzeug erfolgt auf Basis von geometrischen Objekten, wie Punkten, Kanten, Flächen und Körper, die bezogen auf ein lokales Koordinatensystem beschrieben werden. Für Fräswerkzeuge wird das Werkzeugkoordinatensystem üblicherweise in die Spitze des Werkzeugs, mit Ausrichtung der Z-Achse entlang der Werkzeugachse gelegt. Das lokale Koordinatensystem des Werkstücks wird als Werkstückkoordinatensystem bezeichnet und an markanten geometrischen Objekten (bspw. Ecke, Kante, Symmetrieachse) des Werkstücks ausgerichtet [DEN11]. Zur modellbasierten Beschreibung des Zerspanprozesses existieren verschiedene Ansätze, die nach Stautner in kontinuierliche und diskrete Modelle unterteilt werden [STA06]. Er bewertet die existierenden Ansätze nach fünf unterschiedlichen Bewertungskriterien (Tabelle 2.2).

**Tabelle 2.2:** Vergleich von Modellansätzen für die Zerspansimulation nach [STA06]

Typ \ Kriterien	Darstellung	Speicherbedarf	Flexibilität	Genauigkeit	Geschwindigkeit	
kont.	Grafftrees [KAW91]	-	-	-	++	-
	Constructive-Solid-Geometry [WEI03]	-	++	+	++	+
diskret	Voxel [HOU03]	+	--	++	--	++
	Doxel [FRI95]	+	+	++	+	++
	Triangulation [GLA98]	++	+	+	+	+
	Höhenlinien [SCH11]	+	+	+	++	+
Bewertungslegende:		-- sehr schlecht, - schlecht, + gut, ++ sehr gut				

Während sich kontinuierliche Ansätze vor allem wegen ihrer hohen Abbildungsgenauigkeit zur Simulation von Zerspanprozessen eignen, bieten diskrete Ansätze Vorteile bei der Berechnungsgeschwindigkeit und der guten Darstellbarkeit der Modelle. Dies sind auch zugleich wesentliche Anforderungen von Zerspansimulationen, weshalb diskrete Modellansätze für die Berechnung komplexer Zerspanprozesse sehr verbreitet sind. Schmidt entwickelt ein diskretes Beschreibungsmodell, welches die Werkstück- und Werkzeuggeometrie auf äquidistanten Höhenkonturen (Höhenlinien) beschreibt (Bild 2.4) [SCH11]. Der Ansatz ermöglicht eine kontinuierliche Abbildung in der Ebene und bietet eine einstellbare diskrete Auflösung in der Höhe. Dadurch kann eine gute Abbildungsgenauigkeit mit einer hohen Rechengeschwindigkeit und geringem Rechenaufwand erzielt werden. Der Ansatz wurde von Schmidt bereits erfolgreich für die Zerspankraftsimulation von Fräsprozessen eingesetzt. Im Folgenden wird das Höhenlinienmodell von [SCH11] zur Abbildung des Fräsprozesses verwendet.

**Bild 2.4:** Diskretisierung der Werkzeug- und Werkstückgeometrie mit dem Höhenlinienmodell nach [SCH11]

Die Prozesskinematik wird beim Fräsen als Funktion der Vorschub- und Schnittbewegung modelliert. Die Bewegungsbahn  $S_{ij}$  eines Punktes  $p$  auf einer Schneide  $i$  auf einem Segment  $j$  eines Fräsers entspricht einer Trochoidenbahn. Die Schneidenbahn  $S$  setzt sich aus der Rotationsbewegung  $S_r$  und der überlagerten Vorschubbewegung  $S_f$  zusammen:

$$S_{ij}(t) = S_{r_{ij}}(t) + S_f(t) \quad (2.1)$$

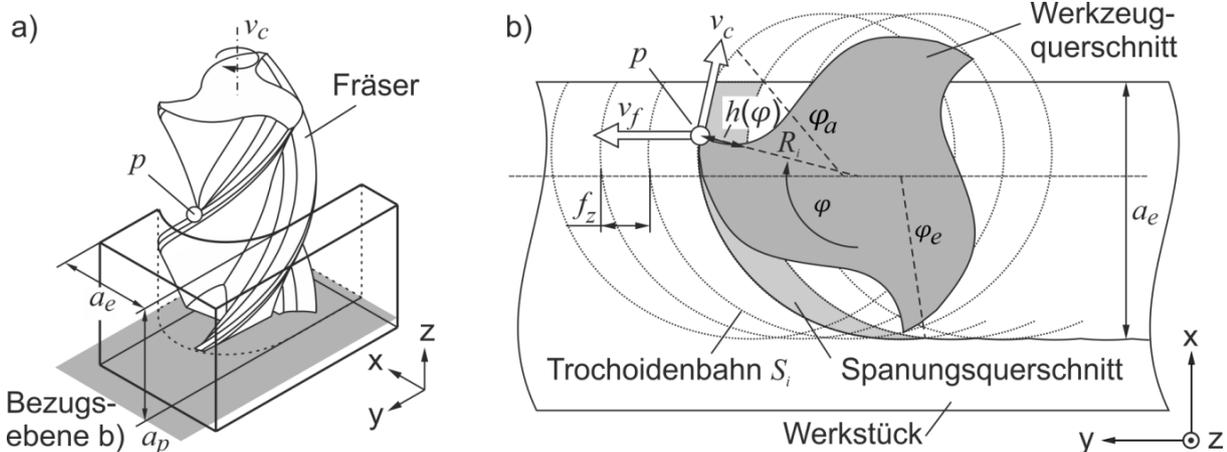
$$S_{r_{ij}}(t) = \begin{bmatrix} -R_0 \cdot \cos(\varphi(t) - \phi_i - \psi_j) \\ R_0 \cdot \sin(\varphi(t) - \phi_i - \psi_j) \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

$$\phi_i = \frac{2\pi}{n}(i - 1) \text{ für } i = 1 \dots n \quad (2.3)$$

$$\psi_j = \frac{z_j}{R} \tan(\gamma) \quad (2.4)$$

$$S_f(t) = \frac{\Omega t}{2\pi} \cdot n \cdot f \quad (2.5)$$

Hierbei ist  $R_0$  der nominelle Schneidenradius,  $\phi_i$  der Teilungswinkel und  $\psi_j$  der Schneidenpositionswinkel, der sich aus dem Drallwinkel  $\gamma$  und der Eingriffstiefe  $z_j$  ergibt. Die lineare Vorschubbewegung  $S_f$  setzt sich aus der Winkelgeschwindigkeit  $\Omega$ , der Anzahl der Schneiden  $n$  und dem Vorschubvektor  $f$  zusammen. Die Schneidenbahn eines Fräfers beim Stirn-Umfangsfräsen ist im folgenden Bild 2.5 dargestellt.



**Bild 2.5:** Eingriffsverhältnis beim Stirn-Umfangsfräsen nach [SCH11]

Die überlappenden Bahnen zweier aufeinander folgender Schneiden  $S_{i-1}$  und  $S_i$  bilden den von einer Schneide abgetragenen Spanungsquerschnitt (Bild 2.5 b). Der für Fräsprozesse charakteristische sichelförmige Spanungsquerschnitt lässt sich durch den Verlauf der Spannungsdicke  $h(\varphi)$  beschreiben. Für relativ kleine Zahnvorschübe lässt sich der Verlauf der Spannungsdicke durch die folgende Funktion approximieren [KÖN97]:

$$h(\varphi) = f_z \cdot \sin(\varphi) \text{ für } \varphi_e < \varphi < \varphi_a \text{ und } f_z \ll R \quad (2.6)$$

$$\varphi_e = \cos^{-1} \left( 1 - \frac{a_e}{R} \right) \quad (2.7)$$

$$\varphi_a = \sin^{-1} \left( \frac{f_z}{2 \cdot R} \right) + \pi \quad (2.8)$$

Hierbei bezeichnet  $\varphi_e$  den Eintrittswinkel und  $\varphi_a$  den Austrittswinkel der Schneide (Bild 2.5 b). Eine Alternative zu der oben beschriebenen approximierten Ansatzfunktion bietet die geometrische Berechnung der Spanungsdicke beim Fräsen. Die Spanungsdicke wird dabei aus dem Abstand zweier aufeinander folgender Trochoidenbahnen  $S_{i-1}$  und  $S_i$  berechnet [SCH11]:

$$h_i(\varphi) = \sqrt{(S_{i-1x}(\varphi) - S_{ix}(\varphi))^2 + (S_{i-1y}(\varphi) - S_{iy}(\varphi))^2} \quad (2.9)$$

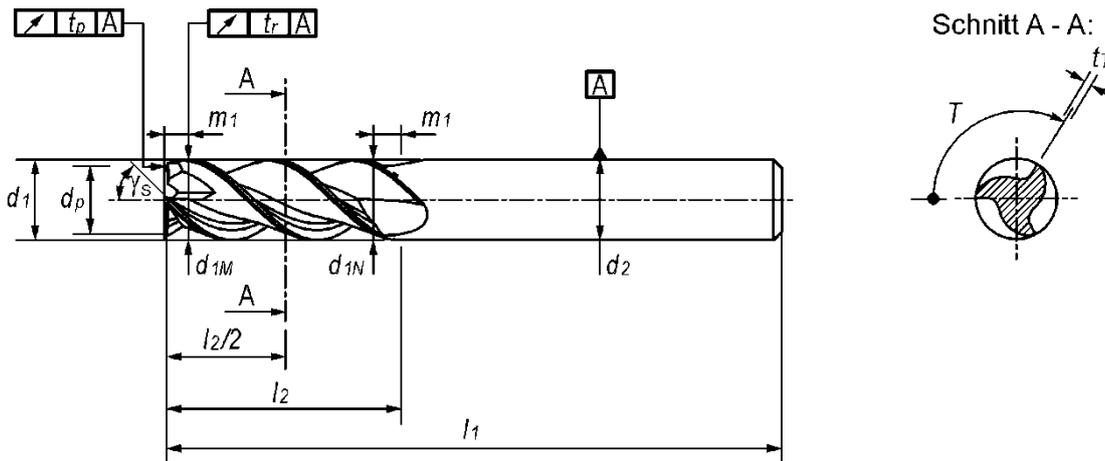
Auf Basis der Spanungsdicke beim Fräsen können charakteristische Größen eines Zerspanprozesses berechnet und bewertet werden. Um die charakteristischen Spanungsgrößen, die Spanungsquerschnittsfläche  $A$  und die Spanungsbreite  $b$  zu berechnen, bietet es sich an, das Werkzeug entlang der Eingriffstiefe  $a_p$  in Höhensegmente zu diskretisieren. Die resultierende Spanungsquerschnittsfläche  $A$  ergibt sich damit aus der Summe der diskreten Spanungsquerschnittsflächen  $A_j$ , der diskreten Spanungsdicke  $h_j$  und der Spanungsbreite  $b_j$  [ALT00]:

$$A(\varphi) = \sum_{j=1}^m A_j(\varphi) = \sum_{j=1}^m h_j(\varphi) \cdot b_j(\varphi) \quad (2.10)$$

Auf Basis dieser geometrischen Spanungsgrößen können zusammen mit den Technologiedaten weitere Bewertungsgrößen für den Zerspanprozess, wie das Span- und das Zeitspanvolumen, berechnet werden [DEN11].

Die hier vorgestellten Ansätze bilden die Eingriffsverhältnisse beim Fräsen für einen idealisierten Bewegungs- und Zerspanvorgang ab und vernachlässigen dabei geometrische, mechanische und thermische Störeinflüsse auf den Zerspanprozess. In der Realität treten bei der Zerspanung geometrische Störeinflüsse auf, die den Spanungsvorgang beeinflussen. Beim Fräsen treten häufig unvermeidbare geometrische Abweichungen des Werkzeugs auf, die durch Führungs-, Positionier- und Fertigungsabweichungen des Werkzeugs, des Halters oder der Werkzeugspindel entstehen [WEC06a].

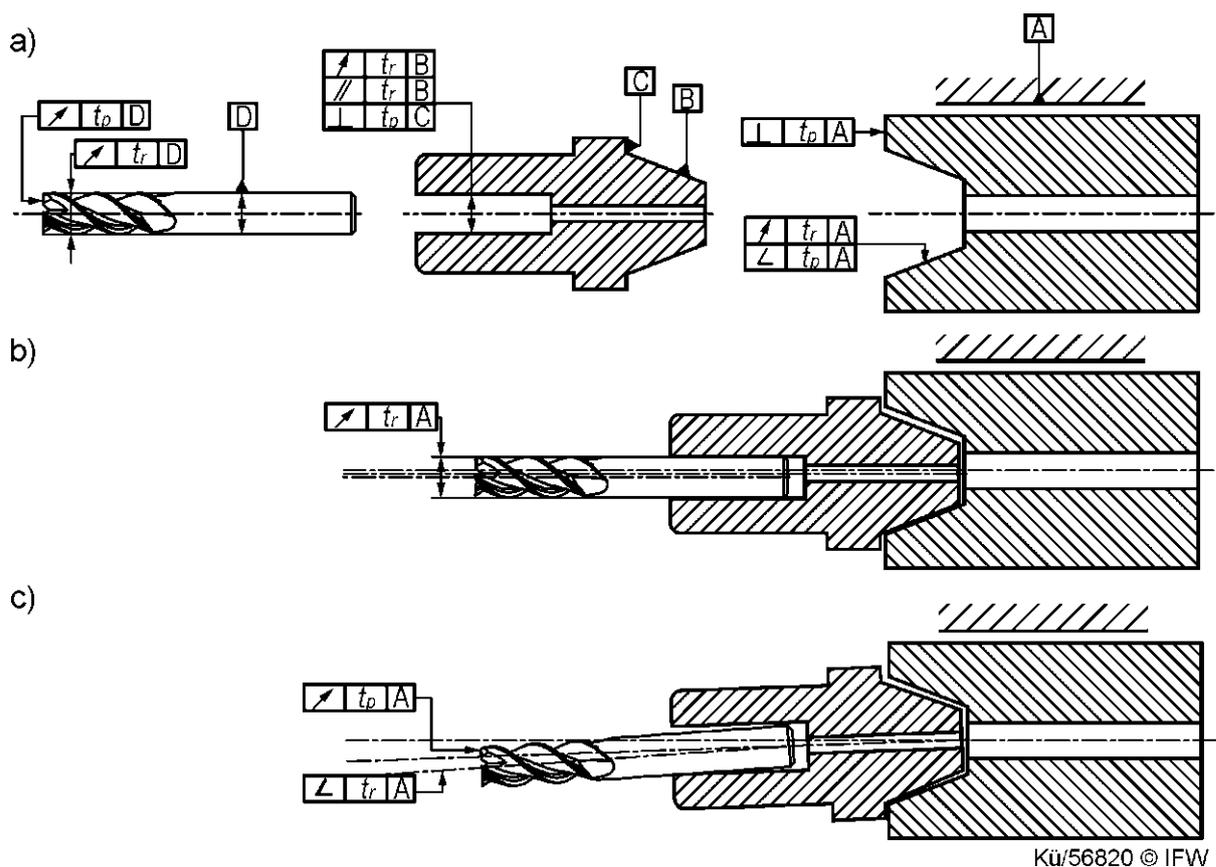
Zerspanwerkzeuge weisen fertigungsbedingt geometrische Abweichungen von der idealen Werkzeuggeometrie auf. Diese Fertigungsabweichungen sind bspw. für Schafffräser nach DIN 6529 toleriert. Das folgende Bild 2.6 zeigt einen Auszug aus der Norm für die Bemaßung und Tolerierung der Maß- und Gestaltabweichungen am Schafffräser.



**Bild 2.6:** Maße und Toleranzen von Schaftfräsern mit Zylinderschaft nach DIN 6529

Die fertigungstechnischen Anforderungen bei der Herstellung von Zerspanwerkzeugen beziehen sich vor allem auf die Form und Lage der Schneidkanten, da diese im Zerspanprozess direkt mit dem Werkstück in Kontakt stehen und damit einen direkten Zusammenhang mit der Fertigungsqualität aufweisen. Typische Fertigungstoleranzen bei der Herstellung von Schaftfräsern beziehen sich bspw. auf den Rund- und Planlauf sowie auf Teilungs- und Steigungsfehler der Schneiden. In Abhängigkeit des Werkzeugdurchmessers sind für Schaftfräser Rund- und Planlaufabweichungen von bis zu  $33 \mu\text{m}$  ( $D = 20 \text{ mm}$ ) zulässig. Abweichungen des Drallwinkels der Schneiden  $\gamma$  sind bis zu  $1^\circ$  zulässig und Teilungsfehler der Schneiden sind mit bis zu  $5'$  toleriert [DIN6529]. Um die dynamischen Stabilitätsgrenzen eines Fräsworkzeugen zu verbessern, werden auch Fräser mit ungleichgeteilten Schneiden und/oder ungleich gedrahten Schneiden eingesetzt. Damit wird die harmonische Anregung von Eigenfrequenzen beim Fräsen reduziert [SEL12]. Bei gerader Schneidenanzahl wird versucht eine alternierende Schneidenteilung (bspw.  $\gamma_{1-4} = 85, 95, 85, 95^\circ$ ) einzustellen. Hierbei gelten dieselben Fertigungstoleranzen wie bei gleich geteilten Schaftfräsern (s.o.).

Im gebrauchsfertigen Zustand ist das Fräsworkzeug im Werkzeughalter gespannt und dieser ist wiederum in der Werkzeugspindel der Werkzeugmaschine eingespannt. Diese Elemente weisen erneut eigene Fertigungs- und Montageungenauigkeiten auf. Die Führungsgenauigkeit des Werkzeugs wird durch den Zusammenbau und die Formgebung des Werkzeughalters und der Werkzeugspindel beeinflusst. Die geometrischen Abweichungen im Werkzeug-Spindel-System sind in Bild 2.7 a) dargestellt. Die Position der Werkzeugschneiden wird über eine Toleranzkette ausgehend von der Spindellagerung bestimmt. Durch die Paarung der Einzelkomponenten im Zusammenbau werden die Gestaltabweichungen zusätzlich von Lageabweichungen an den Passungsflächen überlagert Bild 2.7 b und c). Die resultierende Fehlstellung der Schneiden gegenüber der Rotationsachse kann durch Rundlauf- (Bild 2.7 b) und Taumelfehler (Bild 2.7 c) an der Schneide charakterisiert werden.



Kü/56820 © IFW

**Bild 2.7:** a) Gestalt-, b) Form- und Lageabweichungen am Fräs Werkzeug

Um den Einfluss von geometrischen Abweichungen am Werkzeug auf den Zerspanprozess zu bewerten, sind insbesondere die Radius- und Winkelabweichung der Werkzeugschneiden von Interesse [ARI10]. Die resultierenden Abweichungen der Werkzeugschneiden von der idealen Werkzeugposition lassen sich bezogen auf einen Punkt  $p_{ij}$  an der Schneide  $i$  für das Segment  $j$  vektoriell durch Betrag- und Lageabweichungen der Schneide von der nominellen Schneidenposition beschreiben. Dazu wird der Radius der Schneide  $R_{ij}$  beschrieben mit:

$$R_{ij} = R_0 + \delta_{ij} \quad (2.11)$$

Mit dem nominellen Schneidenradius  $R_0$  und der radialen Fehlstellung  $\delta_{ij}$  als Abweichung der Werkzeugschneide von dem nominellen Schneidenradius. Diese Abweichung kann für jede Schneide und jedes Segment variieren. Weiterhin lässt sich die Lage der Schneide mit dem Schneidenpositionswinkel  $\psi_{ij}$  beschreiben:

$$\psi_{ij} = \frac{z_j}{R_0} \cdot \tan(\gamma_i + \chi_i) + \phi_i \quad \text{für } \begin{matrix} j = 1 \dots m \\ i = 1 \dots n \end{matrix} \quad (2.12)$$

$$\phi_i = \frac{2 \cdot \pi}{n} \cdot (i - 1) + \varepsilon_i \quad \text{für } i = 1 \dots n \quad (2.13)$$

Dieser setzt sich aus dem Drallwinkel  $\gamma_i$ , dem Drallwinkelfehler  $\chi_i$ , dem Schneidenteilungswinkel  $\phi_i$  und dem Schneidenteilungswinkelfehler  $\varepsilon_i$  zusammen. Damit lassen

sich die Fehlstellungen der Werkzeugschneide in der Werkzeugmaschine allgemeingültig beschreiben.

Eine spezielle Form der Positionsabweichung von Fräsern ist der Rundlauffehler. Er entsteht durch eine exzentrische Verlagerung der Werkzeugachse gegenüber der Rotationsachse der Spindel (Bild 2.7 b). Kline und Devor untersuchten den Einfluss des Rundlauffehlers auf die Spanungsgrößen und die Zerspankräfte beim Fräsen [KLI83]. Sie beschrieben den Rundlauffehler am Werkzeug anhand des Betrages und der Lage der Exzentrizität im Bezug zu einer Schneide am Werkzeug. Der Rundlauffehler der Schneiden lässt sich damit über die Rundlauffehlerlage  $\lambda$  und den Rundlauffehlerbetrag  $\rho$  beschreiben. Der Rundlauffehler des Werkzeugs verursacht eine Variation der effektiven Schneidenradien des Werkzeugs. Dies wirkt sich sowohl auf die Materialabnahme, die Zerspankräfte als auch auf die Oberflächengüte des Werkstücks aus. Die durch den Rundlauffehler bedingte radiale Fehlstellung der Schneidenradien  $\delta_i$  lässt sich durch die folgende Funktion beschreiben [KLI83]:

$$\delta_i = f(\rho, \lambda) = \rho \cdot \cos(\lambda - \phi_i) \quad (2.14)$$

Durch die Berücksichtigung dieses Effekts bei der Berechnung der Schneidenbahnen nach Gleichung 2.1, kann der Einfluss des Rundlauffehlers auf die Spanungsgrößen nach Gleichung 2.9 berechnet werden. Hiermit berechnet Kline den Einfluss auf die Zerspankräfte beim Stirn-Umfangsfraesen und zeigt, dass relativ kleine Rundlauffehler ( $\rho < 50 \mu\text{m}$ ) beim Schlichtfräsen eine deutliche Erhöhung der Kraftamplituden, von bis zum vierfachen, verursachen [KLI83]. Die Eingriffsgrößen bei der Zerspanung wirken sich direkt auf die resultierende Zerspankraft aus, im Folgenden werden daher Modelle zur Bewertung der Zerspankräfte vorgestellt.

### 2.3.2 Modelle zur Bewertung der Zerspankräfte

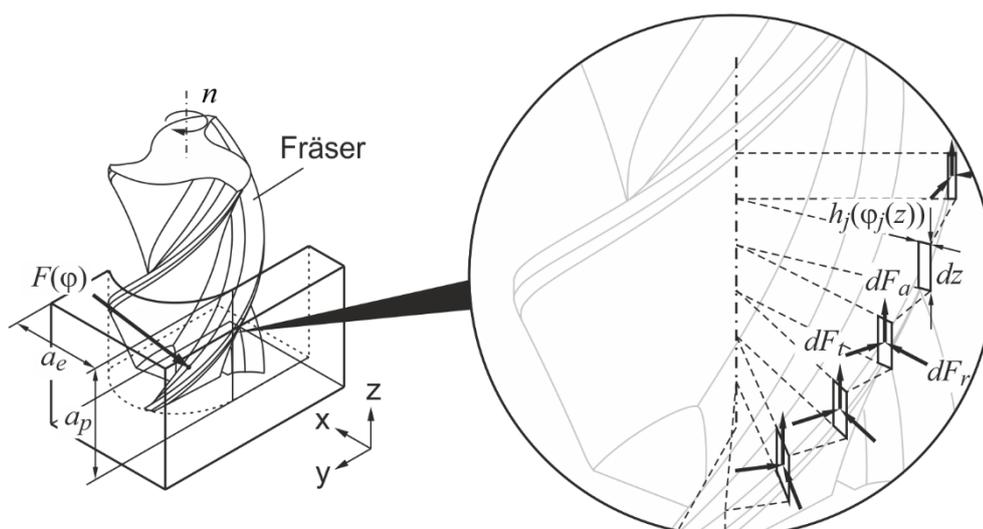
Bei der Zerspanung setzt der zerspante Werkstoff dem Eindringen des Schneidkeils „...einen Widerstand entgegen, der durch Aufbringen einer Kraft, der Zerspankraft  $F_z$ , überwunden werden muss“ [DEN11a, S.52]. Die Bewertung der beim Zerspanvorgang wirksamen Schnitt-, Schnittnormal- und Passivkräfte ist wichtig für die Auslegung des Zerspanprozesses [GRO06]. Die Kenntnis von Kräften und Leistungen, die beim Spanen auftreten, ist weiterhin unerlässlich für die Auslegung von Maschinen, Werkzeugen und Spannzeugen [DEN11].

Seit Anfang des 20. Jahrhundert wird die Zerspankraft untersucht, um daraus Prognosemodelle abzuleiten. Die existierenden Modellansätze zur Zerspankraftvorhersage beim Spanen mit geometrisch bestimmter Schneide lassen sich in empirische und analytische Ansätze unterteilen [CLA05]. Weiterhin gibt es semiempirische Ansätze, die analytische Zusammenhänge mit empirischen Kennzahlen ergänzen. Empirische Ansätze versuchen das gemessene Verhalten der Zerspankraft durch Regressionsfunktionen anzunähern. Hierzu zählen die Schnittkraftmodelle von Taylor [TAY07], Kienzle [KIE54], Victor [VIC56] und von Kronenberg [KRO63]. Die analytische Zerspankraftvorhersage versucht die Ursache

der Zerspankraft auf physikalischen Prinzipien zu begründen. Dazu wurde bspw. die Scherzonentheorie eingeführt [ERN41]. Da die analytischen Modelle die Realität nicht genau genug abbilden können, versuchte Armarego die analytische Lösung für das Drehen um empirische Korrekturwerte zu erweitern. Dadurch begründete er die semi-empirischen Zerspankraftmodelle [ARM69]. Damit kann die notwendige Empirie für die Modellerstellung auf ein Mindestmaß reduziert werden. Altintas entwickelte den Ansatz später für das Fräsen und Bohren weiter [ALT00]. Das Zerspankraftmodell von Altintas wird speziell für das Fräsen sehr häufig verwendet, da es eine hohe Abbildungsgenauigkeit mit einem geringen Modellierungsaufwand verbindet. Das semi-empirische Zerspankraftmodell nach Altintas basiert auf einer Separation der Zerspankraft in die Schnittkraft  $F_c$  und die Reibkraft  $F_e$ . Diese können wiederum in die richtungsabhängigen Anteile der Tangentialkraft  $F_t$ , der Radialkraft  $F_r$  und der Axialkraft  $F_a$  zerlegt werden (Bild 2.8). Durch eine empirische Analyse der Abhängigkeit vom Spanungsquerschnitt  $A$ , der Spanungsbreite  $b$  und der resultierenden Zerspankräfte beim Fräsen identifizierte Altintas lineare Koeffizienten zur Beschreibung des Schneid- und Reibanteils der Zerspankräfte beim Fräsen. Altintas stellte das folgende Gleichungssystem zur Berechnung der Zerspankraftkomponenten beim Fräsen auf [ALT00]:

$$\begin{aligned} F_t &= F_{tc} + F_{te} = k_{tc} \cdot A + k_{te} \cdot b \\ F_r &= F_{rc} + F_{re} = k_{rc} \cdot A + k_{re} \cdot b \\ F_a &= F_{ac} + F_{ae} = k_{ac} \cdot A + k_{ae} \cdot b \end{aligned} \quad (2.15)$$

Dabei betrachtet er die Zerspankraft als die Summe aus diskreten Elementkräften  $dF$  an der Schneide. Dazu diskretisiert er die Schneidengeometrie über die Eingriffstiefe  $a_p$  in  $m$ -Segmente (Bild 2.8).



**Bild 2.8:** Segmentierung und Diskretisierung des Werkzeugs und der Zerspankräfte beim Stirn-Umfangfräsen nach [ALT00]

Das oben beschriebene Zerspankraftmodell bringt die resultierende Zerspankraft mit den im Prozess zugrunde liegenden geometrischen Spanungsgrößen ( $h$ ,  $b$ ,  $A$ ) und

den Eingriffsgrößen in Verbindung. Die durch die Koeffizienten ausgedrückte Proportionalität zwischen der Spanungsgeometrie und der Zerspankraft beschreibt dabei den mechanischen Widerstand beim Abheben des Spans. Die Schnittkraft bei der Zerspanung hängt von einer Vielzahl von Größen ab [DEN11]:

- Werkstoffeigenschaften,
- Schnittgeschwindigkeit,
- Form des Spanungsquerschnittes,
- Winkel des Schneidkeils und
- Kontaktbedingungen zwischen Werkstoff und Schneidkeil.

Diese Effekte werden implizit durch die Zerspankraftkoeffizienten des Kraftmodells repräsentiert. Zur Ermittlung der Zerspankraftkoeffizienten müssen experimentelle Untersuchungen durchgeführt werden. Verfahren zur Identifikation der Zerspankraftkoeffizienten aus gemessenen Zerspankräften wurden u.a. von Altintas, Gradisek und Schmidt entwickelt [ALT00, GWK04, SCH11].

Aufgrund der hohen Sensitivität der Zerspankräfte gegenüber Störungen des Spanungsvorganges lässt sich die Zerspankraft zur Beobachtung und Bewertung der Einflussgrößen heranziehen. Zur Trennung zwischen systematischen und störungsbedingten Einflüssen auf die Zerspankraft ist die Kenntnis der zugrundeliegenden Wirkzusammenhänge, bspw. in Form eines Modells, notwendig. Mittels modellbasierter Verfahren kann bspw. der Einfluss des Rundlauffehlers auf die Zerspankräfte bewertet werden.

Jegliche Gestalt- und Positionsabweichungen des Werkzeugs wirken sich bei der Zerspanung auf die resultierenden Spanungsgrößen, Zerspankräfte und auf die resultierende Werkstückoberfläche aus. So wirkt sich bspw. der Rundlauffehler am Fräswerkzeug direkt auf die Spanungsgrößen (Kapitel 2.3.1) und auf die Zerspankräfte beim Fräsen aus. Er beeinflusst weiterhin die Oberflächenqualität des Werkstücks und reduziert die Lebensdauer des Werkzeugs und die der Spindellager durch ungleichförmige Belastungen beim Fräsen [WAN03]. Da die direkte Messung der tatsächlichen Rundlauffehlerparameter am Werkzeug im Prozess sehr aufwändig ist, entwickelten Wang und Zheng ein Verfahren, um die Rundlaufparameter (Kapitel 2.3.1) aus gemessenen Zerspankräften zu identifizieren [WAN03]. Sie entwickelten ein semi-empirisches Zerspankraftmodell auf Basis einer Fourier-Reihen Approximation der Zerspankräfte unter Berücksichtigung der Rundlauffehlerparameter. Sie benötigten zwei Anlernprozesse, um die Zerspankraftkoeffizienten zu bestimmen und um anschließend die Rundlauffehlerparameter aus den Zerspankräften zu identifizieren. Wan et. al. identifizierten den signifikanten Einfluss des Werkzeugrundlauffehlers auf die Berechnung der Zerspankraftkoeffizienten [WAN09]. Durch die Berücksichtigung verschiedener Rundlauffehlerarten (Rundlauf, Planlauf, Verkippung) können sie die Güte der Koeffizientenberechnung deutlich steigern. Schmidt erweiterte den Koeffizientenvektor seines Identifikationsalgorithmus um eine Sinusfunktion, die den bei der Koeffizientenidentifikation approximierten Rundlauffehleranteil der Zerspankräfte beschreibt [SCH11]. Dadurch

ermöglichte er die Abbildung des Rundlauffehlers in den Zerspankräften. Ein direkter Zusammenhang zu den geometrischen Rundlauffehlerparametern  $\rho$  und  $\lambda$  wurde daraus jedoch nicht abgeleitet. Durch den Einfluss von Rundlauffehlern an Fräswerkzeugen auf die Kräfte und die Werkstückoberfläche ist die Kenntnis der Rundlauffehlerparameter eine wichtige Zustandsgröße des Werkzeugs. Es fehlen bislang noch geeignete Verfahren, um die Rundlauffehlerparameter des Werkzeugs aufwandsarm im Prozess zu bestimmen.

Jegliche Relativbewegung zwischen Werkstück und Werkzeug hat einen Einfluss auf die Spanungsgrößen, die Werkstückqualität oder zumindest auf die Prozessgrößen. Durch die endliche Steifigkeit der Komponenten im Kraftfluss einer Werkzeugmaschine ergeben sich statische und dynamische Verlagerungen in diesem System, die sich in Form von zusätzlichen Relativbewegungen auf den Materialabtrag im Zerspanprozess auswirken. Je nach Dimensionierung der Komponenten dominiert die Nachgiebigkeit des Werkstücks, des Werkzeugs oder der Aufspannung die Gesamtnachgiebigkeit im Kraftfluss der Werkzeugmaschine. Der Einfluss mechanischer Verformungen muss daher bei der Prozessauslegung bewertet werden. Schmidt identifizierte einen deutlichen Einfluss der Werkstückabdrängung auf die Amplituden der Zerspankräfte bei der Schlichtbearbeitung dünnwandiger Strukturbauteile [SCH11]. Zur Bewertung der Werkstückabdrängung auf Basis simulierter Zerspankräfte bildet er das Werkstück mit der Finiten-Elemente-Methode nach und vereinfacht das Modell in Form einer reduzierten Steifigkeitsmatrix. Durch die lokale Applikation der Zerspankräfte entlang der Werkstückgeometrie kann er die Werkstückverformung und die dadurch bedingte Beeinflussung des Materialabtrags simulieren. Das Verfahren eignet sich jedoch wegen des hohen Rechenaufwandes nur für einfache Werkstückgeometrien mit einer geringen Knotenanzahl des FE-Modells. Weiterhin vernachlässigt er die, in der Realität auftretende fortlaufende, Reduzierung der Werkstücksteifigkeit durch den Materialabtrag. Zur Abbildung der Werkstücksteifigkeit eignet sich alternativ auch die messtechnische Untersuchung der Werkstücknachgiebigkeit, welche anschließend in Form von Ersatzsteifigkeiten abgebildet werden kann. Weiterhin besteht die Möglichkeit die Werkstückgeometrie auf Basis geometrischer Vereinfachungen in standardisierte Balkenelemente zu überführen und die Nachgiebigkeit mit Hilfe der Balkentheorie zu berechnen [SCH11]. Litwinski bewertet den Einfluss der kombinierten Werkstück- und Werkzeugabdrängung auf Basis eines angelegten statistischen Prozessmodells [LIT11]. Durch die Kalibrierung des Modells an steifen Wandstrukturen kann er den Einfluss der Werkstückabdrängung auf die Werkstückoberfläche abbilden. Er benötigt jedoch über 19 Versuchsdurchläufe, um ein robustes Modell für den untersuchten Prozess zu kalibrieren. Die bislang zur Verfügung stehenden Ansätze zur Bewertung mechanischer Verformungen müssen derzeit aufwendig am realen Prozess parametrisiert werden, da sich sowohl die Kräfte als auch die Nachgiebigkeiten im Kraftfluss häufig ändern. Eine Überwachung der im Prozess vorliegenden mechanischen Verformungen und deren Einfluss auf die Werkstückoberfläche ist bislang nicht möglich.

Die im Fräsprozess erzeugten dynamischen Zerspankräfte regen das System Werkzeugmaschine pulsformig an. Die dadurch angeregte Systemschwingung kann zu einer Rückkopplung in den Zerspanprozess führen und dadurch instabil werden. Die sogenannte dynamische Stabilität eines Zerspanprozesses wird durch die von selbst- oder fremderregten Schwingungen angeregte Instabilität begrenzt [ALT08]. Die dabei auftretenden hohen Schwingungsamplituden führen zu einer deutlichen Verschlechterung der Oberflächenqualität, zu Schäden am Werkzeug oder Maschinenkomponenten sowie zu einer erhöhten Leistungsaufnahme der Werkzeugmaschine [YOH13]. Die Ursachen und die Entstehung von instabilen Prozessen wurde bereits in vielen Arbeiten untersucht [INS03, SUR05, ALT08, REH08, BAC09, BRE09, KER11, SEL12]. Ein aktueller Überblick über Modelle zur Bewertung der Prozessstabilität wird in der Arbeit von Sellmeier gegeben [SEL12]. Neben Methoden zur Bewertung der dynamischen Stabilität von Fräsprozessen wurden Überwachungsverfahren entwickelt, um die Instabilität des Zerspanprozesses aus Sensorsignalen zu identifizieren. Mit dem von Yohannes entwickelten Prozessüberwachungsverfahren kann das Auftreten von Rattern beim Fräsen sicher identifiziert werden [YOH13]. Im Rahmen einer Gentelligenten Produktion (Kapitel 2.1) sind Werkzeugmaschinen damit in der Lage, instabile Prozesse selbstständig zu identifizieren und den Prozess gegebenenfalls zu beeinflussen. Eine Beschädigung von Werkstück und Maschine kann somit vermieden werden. Die dynamische Prozessstabilität wird daher in dieser Arbeit nicht weiter betrachtet.

## **2.4 Bewertung der Werkstückqualität**

Die Einhaltung der Werkstückqualität ist essentiell für die Auslegung und Bewertung von Zerspanprozessen. Die Erfassung der aktuellen Werkstückqualität während der Fertigung, außerhalb der Qualitätsprüfung, stellt eine wesentliche Forderung der Gentelligenten Produktion dar (Kapitel 2.1). Daher werden im Folgenden die bislang bekannten Methoden zur Prüfung der Werkstückqualität sowie Modelle zur Bewertung der Werkstückqualität vorgestellt und gegenüber den gestellten Anforderungen diskutiert.

### **2.4.1 Prüfung der Werkstückqualität**

Die Werkstückqualität beschreibt die Abweichung des Werkstücks von der angestrebten Idealform auf Basis von Maß-, Form-, Lage- und Rauheitsabweichungen sowie durch die physikalische Randzoneneigenschaften [DEN11]. Je früher Fehler in der Fertigung entdeckt werden, umso kostengünstiger und einfacher gestaltet sich ihre Behebung. Daher werden Qualitätsregelkreise in der Produktion eingesetzt, um die Entstehung von Fehlern und Folgefehlern zu verhindern. Ein Qualitätsregelkreis besteht aus der Qualitätsplanung, -prüfung, -lenkung und der Qualitätsverbesserung [DGQ95]. Die Qualitätsprüfung kann zu verschiedenen Zeitpunkten der Fertigung erfolgen. Es wird zwischen Preprocess-, Inprocess- und Postprocess-Prüfung unterschieden [KRA94]. Während Preprocess-Prüfungen vor

Prozessbeginn zur Kontrolle der Rohteile und der Vorrichtungen erfolgen, werden Inprocess-Prüfungen prozessbegleitend oder zumindest innerhalb der Werkzeugmaschine durchgeführt [HOL90]. Zudem existieren unterschiedliche Konzepte zur Umsetzung von Qualitätsregelkreisen. Pfeiffer unterteilt die Konzepte nach ihrer Wirkungsebene in (Organisations-) ebenenübergreifende, maschinennahe und maschineninterne Qualitätsregelkreise [PFE90]. Die Qualität des Fertigungsergebnisses ist heute auch außerhalb der klassischen Qualitätsregelkreise zu einer wesentlichen Bewertungsgröße von Abläufen in der Produktion geworden. Neben der Prüfung der Werkstückqualität innerhalb der Produktion stellt die Reduzierung des Aufwands für eine 100%-ige Erfassung aller Bauteile zu jedem Zeitpunkt der Fertigung und die Bereitstellung dieser stets aktuellen Zustandsinformationen (Kapitel 2.1.3) eine wesentliche Herausforderung dar.

Eine Möglichkeit, eine aufwandsarme 100% Prüfung der Werkstückqualität zu realisieren, ist die maschineninterne Messung von Qualitätsmerkmalen. Zur direkten Messung von Qualitätsmerkmalen in der Werkzeugmaschine wird bislang einfache und robuste Längenmesstechnik zur Prüfung von Längen und Durchmessern am Werkstück eingesetzt. Hierbei wird überwiegend nicht prozessbegleitend, sondern nach dem Zerspanprozess das Qualitätsmerkmal auf der Werkzeugmaschine geprüft. Eine direkte prozessbegleitende Messung der Qualitätsmerkmale ist, wegen der Beeinflussung des Messergebnisses durch den Prozess (durch bspw. Späne, hohe Temperaturen oder Kühlmedien), nicht praktikabel. Zur direkten Erfassung von Form- und Lageabweichung sowie zur Überprüfung der Oberflächengüte im Prozess gibt es bislang keine praxistauglichen Lösungen. Um dennoch aktuelle Zustandsdaten des Werkstücks bereit zu stellen, wird in der Forschung versucht, Qualitätsmerkmale indirekt aus Prozessgrößen, wie bspw. akustische Emissionen, Prozesskräfte, Temperaturen oder Schwingungen, zu berechnen. Diese Verfahren wurden bislang noch nicht praxistauglich für die Qualitätsprüfung umgesetzt, bergen jedoch ein enormes Potential für die Inprocess-Qualitätsprüfung. In den folgenden Kapiteln werden daher zunächst relevante Qualitätseinflüsse sowie geeignete Modellansätze zur Abbildung von Qualitätseinflüssen vorgestellt.

#### **2.4.2 Einflüsse auf die Werkstückqualität**

Grundsätzlich können durch spanende Fertigungsverfahren keine idealen Werkstückoberflächen hergestellt werden, da die Oberfläche fertigungsbedingt immer geometrische Abweichungen aufweist [BUS91]. Bei der Oberflächengenerierung mittels spanender Bearbeitung entstehen geometrisch nicht exakte Flächen, die in ihrer Gestalt unterschiedliche Abweichungen in Lage, Form und Rauheit aufweisen. Zur Beschreibung der geometrischen Abweichungen am Werkstück wird das Ordnungssystem für Gestaltabweichungen nach DIN 4760 verwendet:

**Tabelle 2.3:** Ordnungssystem für Gestaltabweichung nach DIN 4760

Gestaltabweichung	Art der Abweichung	Beispiele für die Entstehungsursache
<b>1. Ordnung: Formabweichung</b> 	Geradheits-, Ebenheits- und Rundheitsabweichung	Fehler in den Führungen der Werkzeugmaschine, Durchbiegung der Maschine oder des Werkstücks, ...
<b>2. Ordnung: Welligkeit</b> 	Wellen (nach DIN 4761)	Außermittige Einspannung, Schwingungen vom Werkzeug oder Werkzeugmaschine
<b>3. Ordnung: Rauheit</b> 	Rillen (nach DIN 4761)	Form der Werkzeugschneide, Vorschub oder Zustellung des Werkzeugs
<b>4. Ordnung: Rauheit</b> 	Riefen, Schuppen, Kuppen (nach DIN 4761)	Vorgang der Spanbildung (Reißspan, Scherspan, Aufbauschneide), ...
<b>5. Ordnung: Rauheit</b>	Gefügestruktur	Kristallisations-, Korrosions-, und chemische Vorgänge,
<b>6. Ordnung</b>	Gitteraufbau des Werkstoffes	

Gestaltabweichungen der ersten Ordnung beschreiben Abweichungen des Formprofils in Form von Geradheits-, Ebenheits- oder Rundheitsabweichungen. Sie entstehen häufig durch systembedingte Fehler, wie zum Beispiel durch elastische Verformungen, Führungs- oder Temperaturfehler. Gestaltabweichungen der zweiten Ordnung entstehen aufgrund langwelliger, periodisch auftretender Divergenzen und erzeugen ein Welligkeitsprofil, welches der Formabweichung überlagert ist. Die Rauheit der Oberfläche wird mit den Gestaltabweichungen der dritten und vierten Ordnung erfasst. Durch spanende Verfahren, die eine ausgeprägte Schnitttrichtung aufweisen, entstehen typischerweise gerichtete, rillige Oberflächen (Dritte Ordnung), die mit Riefen und Schuppen (Vierte Ordnung) überlagert sind. Eine spanend hergestellte Oberfläche beinhaltet zumeist eine Kombination aller beschriebenen Gestaltabweichungen erster bis vierter Ordnung.

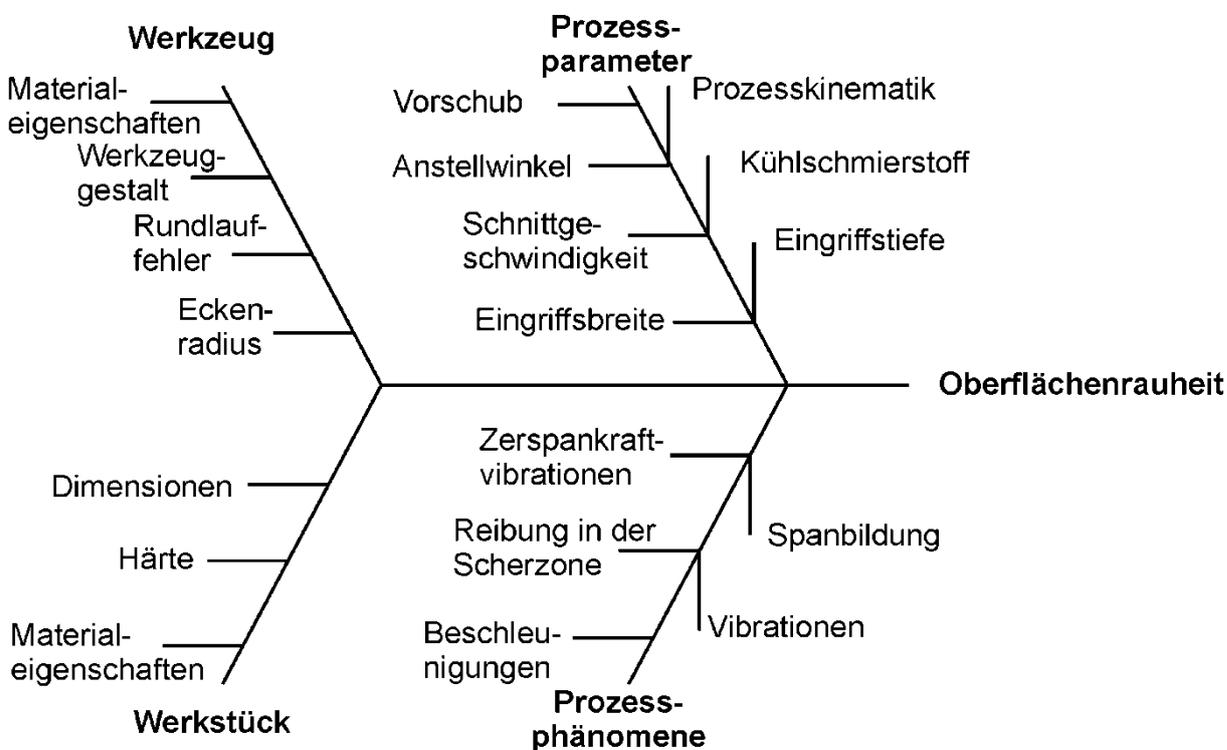
Nach Weck beeinflussen verschiedene Faktoren den Fertigungsprozess und damit auch das Fertigungsergebnis. Die Beeinträchtigung wird über die Beeinflussung der Funktionsfähigkeit des Fertigungsmittels oder an der Qualität des Fertigungsergebnisses gemessen. Die Fehlerursachen können durch die Fertigungseinrichtung oder den Prozess selbst, den Bediener, das Material oder durch die Umwelt bedingt sein [WEC06b]. Die Entstehung von Fertigungsfehlern wird gemäß ihrer Auftretensart in systematische und unsystematische Fertigungsfehler unterschieden [SPU96]. In den folgenden Unterkapiteln werden Methoden zur Bewertung der Fertigungsqualität

von Zerspanprozessen vorgestellt. Dafür werden Einflüsse auf die Oberflächengüte getrennt von Einflüssen auf Gestaltabweichungen am Werkstück behandelt.

### 2.4.3 Modelle zur Bewertung der Oberflächengüte beim Fräsen

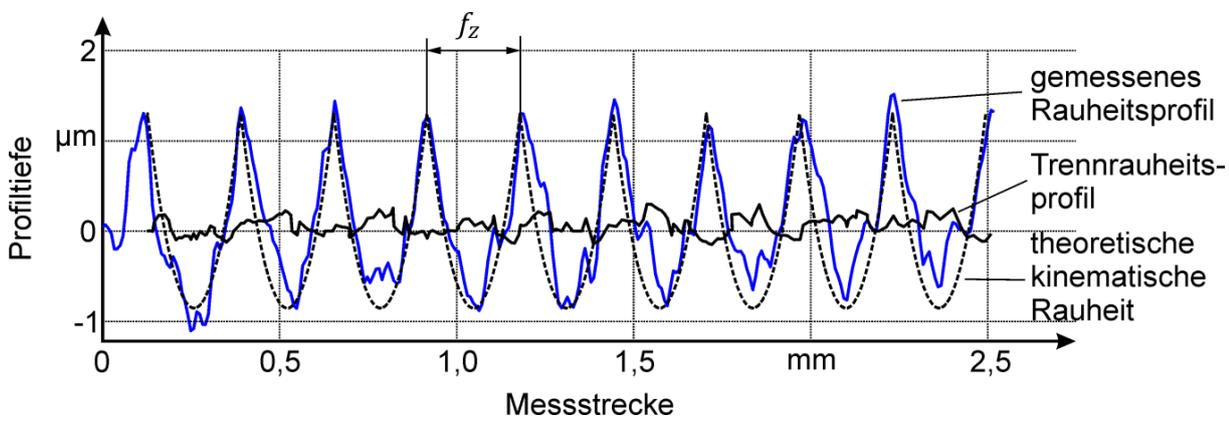
Die Oberflächengüte eines Bauteils ist einer der wichtigsten Indikatoren für die Produktqualität und dient deshalb in vielen Fällen zur Spezifikation von spanend bearbeiteten Bauteilen. Die Einhaltung der geforderten Oberflächengüte ist von großer Wichtigkeit für die Gewährleistung der funktionalen Eigenschaften des Bauteils [BEN03]. Die Oberflächengüte beschreibt die Eigenschaften einer technischen Oberfläche, die sich durch die Oberflächengestalt, die Oberflächenbeschaffenheit und das Oberflächenverhalten charakterisieren lassen [PER49]. Von besonderer Bedeutung für die Oberflächengüte spanend bearbeiteter Flächen ist die, die Oberflächengestalt betreffende, Oberflächenrauheit [DEG02]. Die Oberflächenrauheit beschreibt Gestaltabweichungen dritter bis vierter Ordnung (Tabelle 2.3), die unterschiedliche Ursachen haben können.

Zur Bewertung der Rauheit einer Oberfläche werden in DIN 4768 verschiedene Kenngrößen definiert. Häufig werden die Kenngrößen arithmetischer Mittenrauwert  $R_a$ , gemittelte Rautiefe  $R_z$  und maximale Rautiefe  $R_{max}$  zur Beschreibung der Oberflächenrauheit verwendet. Benardos hat die wesentlichen Einflussgrößen auf die Oberflächengüte bei Zerspanprozessen in einem Ursache-Wirkungsdiagramm zusammengetragen [BEN03] (Bild 2.9).



**Bild 2.9:** Fertigungsbedingte Einflussgrößen auf die Oberflächengüte nach [BEN03]

Durch die Werkzeuggeometrie und die Werkzeugbewegung bei der Zerspänung mit geometrisch bestimmter Schneide entsteht eine Makrogeometrie auf dem Werkstück, die als kinematische Rauheit bezeichnet wird. Diese ist wiederum überlagert von einer durch die Spantrennung entstehende Mikrogeometrie, die als Trennrauheit bezeichnet wird [KNO00]. Knobel trennt in seinen Untersuchungen die kinematische Rauheit von der Trennrauheit und betrachtet deren Entstehung für verschiedene Fräsprozesse aus dem Werkzeug- und Formenbau. Er kann jedoch keinen eindeutigen Einfluss auf die Trennrauheit beim Fräsen identifizieren. Die Trennung der beiden Rauheitsanteile aus einem Konturmessschrieb erfolgt durch eine Subtraktion der theoretischen kinematischen Rauheit vom gemessenen Profilschrieb. Dies ist beispielhaft im folgenden Bild dargestellt.



**Bild 2.10:** Separation der kinematischen und der Trennrauheitsanteile aus einem gefrästen Oberflächenprofil nach [KNO00]

Da die Ursachen für die Trennrauheit und die kinematische Rauheit unabhängig voneinander sind, erhöht sich der Anteil der Trennrauheit bei einer Reduzierung der kinematischen Rauheit, bspw. durch die Reduzierung des Vorschubs. Durch die Trennrauheit kann daher eine minimale Oberflächenrauheit bei der Zerspänung nicht unterschritten werden. Im Werkzeug- und Formenbau werden Oberflächenqualitäten im Bereich  $R_a < 0,8 \mu\text{m}$  und  $R_z < 3,2 \mu\text{m}$  gefordert [KNO00]. Der Anteil der Trennrauheit liegt bei den Untersuchungen von Knobel nur bei ca. 10% der geforderten Oberflächengüte.

Im Folgenden wird auf die Systematik der kinematischen Rauheit beim Fräsen eingegangen. Die kinematische Rautiefe  $R_{kin}$  beschreibt die bei einem Zerspänprozess dominierenden kinematischen Einflüsse auf die Rautiefe. Dieser Wert entspricht in etwa der gemittelten Rautiefe  $R_z$ . Bei einem Umfangsfräsprozess ist die kinematische Rautiefe  $R_{kin}$  in erster Näherung vom Radius des Werkzeugs  $R$  und dem Zahnvorschub  $f_z$  abhängig [DEN11]:

$$R_{kin} = R - \sqrt{R^2 - \frac{f_z^2}{4}} \quad (2.16)$$

Wie aus Bild 2.9 zu erkennen ist, wird bei der Berechnung der kinematischen Rautiefe nur ein kleiner Teil der Einflüsse auf die Oberflächenrauheit berücksichtigt. Bei der Fülle der Einflussgrößen wird deutlich, dass ein formaler Zusammenhang für die Bestimmung der Oberflächenrauheit von spanend bearbeiteten Oberflächen nicht abbildbar ist. Hinzu kommt, dass der Großteil der Einflussfaktoren auf die Oberflächengüte im Vorhinein nicht bekannt ist und auch während des Zerspanprozesses nur mit erheblichem Aufwand bestimmt werden kann. Verschiedene Forschungsarbeiten widmeten sich bereits der Identifikation systematischer Einflüsse auf die kinematische Oberflächenrauheit bei der Zerspanung.

Kline untersuchte Anfang der 80er Jahre die Einflüsse auf die Oberflächengüte bei der Bearbeitung von dünnwandigen Flugzeugstrukturbauteilen [KLI82]. Neben dem Einfluss der Werkzeug- und Werkstückabdrängung auf den Formfehler am Werkstück untersuchte er den Einfluss des Rundlauffehlers auf die Oberflächenrauheit am Werkstück. Er identifizierte markante Vorschubrillen auf der Werkstückoberfläche, die einen untypischen Wellenabstand gleich dem Umdrehungsvorschub des Werkzeugs aufweisen. Weiterhin identifizierte sogenannte Übergangsbereiche (engl. *Transition zone*), in denen sich das Oberflächenmuster deutlich über der Eingriffstiefe verändert.

Schmitz untersuchte die Generierung der Oberflächenprofile beim Fräsen für unterschiedliche Rundlaufbeträge  $\rho$  und Zahnvorschübe  $f_z$  [SCH07]. Er bewertete den Einfluss auf die Oberflächenprofile auf Basis der Variation der Trochoidenbahnen der Schneiden für eine Betrachtungsebene auf einer festen Eingriffstiefe. Das entwickelte Modell weist gute Übereinstimmungen mit den gemessenen Oberflächenprofilen auf und eignet sich dadurch für eine systematische Analyse der Abhängigkeit der Oberflächenrauheit von den Einflussgrößen  $\rho$  und  $f_z$ .

Arizmendi erweitert die Methode um weitere Rundlauffehlerarten (Rundlauf, Planlauf, Verkippung) und beschreibt die Variation des Werkzeugradius und der Oberflächengüte über der Eingriffstiefe [ARI10]. Mit diesem Verfahren gelingt es ihm, die Variation der rundlaufbedingten Oberflächenrauheit über der Eingriffstiefe beim Flankenfräsen zu berechnen. Weiterhin konnte er das Auftreten, der von Kline (s.o.) beschriebenen Übergangsbereiche, modellbasiert abbilden und untersuchte diesen Effekt systematisch. Arizmendi benötigt für sein Modell fünf Parameter zur Beschreibung des Rundlauffehlers. Diese sind neben dem Rundlauffehlerbetrag und der -lage (Gleichung 2.14), der Kippwinkel  $\kappa$ , die Kraglänge  $L_g$  und der Kipprichtungswinkel  $\phi_k$ . Damit erreicht das Verfahren eine hohe Abbildungsgüte, es ist jedoch direkt abhängig von der Bestimmung der Rundlaufparameter an der Werkzeugmaschine. Mit der Anzahl der betrachteten Modellparameter steigt der Aufwand zur Erfassung dieser Größen im realen Zerspanprozess.

Neben statischen Führungsfehlern, wie dem Werkzeugrundlauf, prägen sich selbst- und fremderregte Schwingungen während des Zerspanprozesses auf die Oberflächengüte aus. Feinauer untersuchte den Einfluss dynamischer Vorgänge auf die Werkstückqualität bei der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung [FEI98]. Er unterteilt

die Schwingungsanregung im Prozess in zwei Arten: periodische und impulsförmige Anregungen durch den Prozess. Er belegt einen deutlichen Einfluss der Schwingungen auf die Oberflächengüte. Den Effekt, der durch den Zerspanprozess selbstinduzierten Schwingungen, bildete Surmann in einer Simulationsumgebung ab [SUR05]. Durch die Kopplung eines geometrischen mit einem physikalischen Prozessmodell konnte er photorealistische Werkstückoberflächen mit Hilfe eines Concrete-Solid-Geometrie-Modells (Kapitel 2.3) berechnen, die sowohl qualitative als auch quantitative Übereinstimmungen mit realen Oberflächenprofilen aufweisen. Kersting erweiterte diesen Ansatz und berücksichtigte dabei den dynamischen Einfluss dünnwandiger Bauteile auf die Prozessschwingungen [KER11]. Sie modelliert die Werkstückoberfläche ebenfalls mittels des CSG-Modells und erreicht photorealistische Darstellungen der Oberflächentopographie von Freiformflächen. Einen Überblick über weitere Methoden zur Vorhersage der Oberflächengüte von spanend bearbeiteten Oberflächen gibt Benardos in [BEN03].

Die in diesem Kapitel beschriebenen Modelle bilden die im realen Zerspanprozess auftretenden Einflussgrößen schon weitestgehend ab. Dadurch ist es bereits möglich, systematische Einflussgrößen auf die Werkstückoberfläche schon in der Arbeitsvorbereitung vorauszusagen, zu bewerten und gegebenenfalls zu beseitigen. Das Risiko unvorhergesehener Qualitätsmängel sinkt mit der steigenden Güte der Simulation. Wegen des zeitlichen Vorlaufes müssen die relevanten Modellparameter jedoch im Vorhinein geschätzt oder aufwendig experimentell bestimmt werden. Die Prognose der Oberflächengüte beruht daher auf Annahmen (insb. von Modellparametern), die sich erst während des Fertigungsprozesses verifizieren lassen.

#### **2.4.4 Modelle zur Bewertung der Werkstückgestalt beim Fräsen**

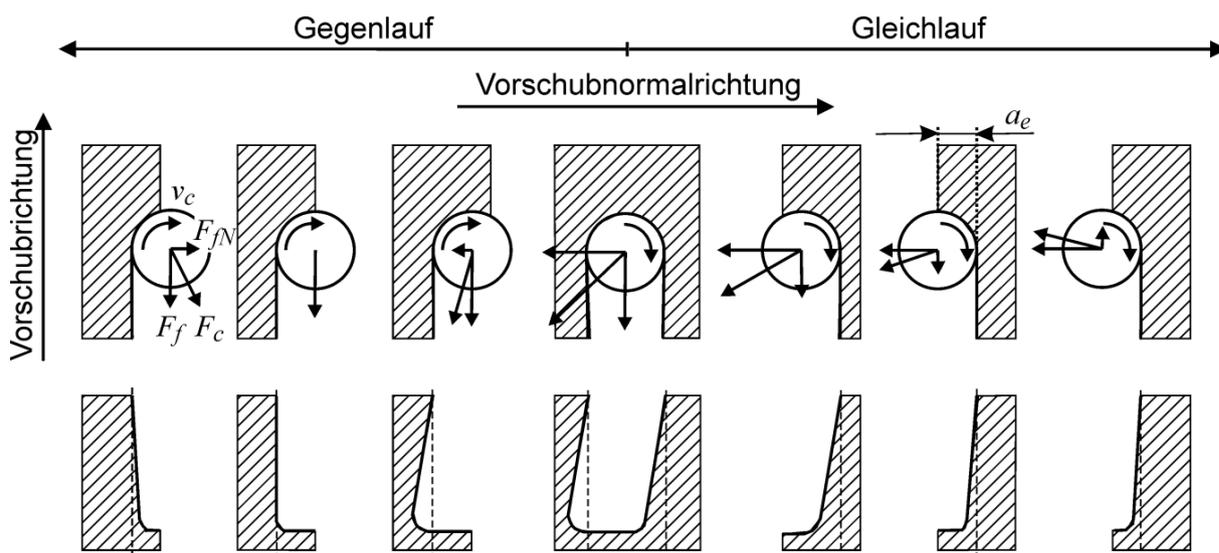
Neben Oberflächenfehlern treten bei der spanenden Bearbeitung Gestaltabweichungen erster und zweiter Ordnung auf (Tabelle 2.3), die auch als Formabweichungen bezeichnet werden. Diese Formabweichungen können in unterschiedlichsten Ausprägungen auftreten und werden nach DIN ISO 1101 mittels Form- und Lagetoleranzen klassifiziert. Zur Beurteilung von Gestaltabweichungen an spanend bearbeiteten Bauteilen sind konventionelle Messmittel wie Messschieber, Mikrometerschraube oder Rachenlehre ungeeignet [WEC06a]. Daher werden zur Beurteilung der Form- und Lageabweichung an komplexen Bauteilen 3D-Messmaschinen eingesetzt, die durch ein hohes Auflösungsvermögen und eine hohe Messgenauigkeit gekennzeichnet sind. Zur Messung können taktile oder optische Messverfahren eingesetzt werden [KÖN97].

Verschiedene Ursachen können zur Entstehung von Formfehlern am Bauteil führen. Bussmann untersucht in seiner Arbeit die Formfehlerursachen bei der Fräsbearbeitung [BUS91]. Er identifiziert die folgenden Haupteinflussfaktoren für die Entstehung von Formfehlern am Werkstück:

- Zerspankräfte,
- Temperaturen und

- Eigenspannungen.

Die genannten Einflüsse werden wiederum in ihrer Art und Ausprägung durch die vielfältigen Stell- und Systemgrößen des Zerspanprozesses beeinflusst (Bild 2.3). Grundsätzlich können Gestaltabweichungen im Zerspanprozess aus Verformungen des Werkstücks, des Werkzeugs oder der Werkzeugmaschine resultieren. Da die einzelnen Maschinenabweichungen und sonstigen Einflussfaktoren summarisch auf die Arbeitsgenauigkeit wirken, liegt meist eine Überlagerung unterschiedlicher Ursachen für Formabweichungen am Werkstück vor [WEC06a]. Um einzelne Einflussfaktoren isoliert betrachten und untersuchen zu können, wird versucht durch die gezielte Dimensionierung des Versuchsaufbaus, bspw. durch die Verwendung von dünnen Werkzeugen oder Werkstücken, den gewünschten Effekt herbeizuführen. Schröder verwendet gezielt schlanke, lang auskragende Schaftfräser, um den systematischen Einfluss der Werkzeugabdrängung auf die Entstehung von Formfehlern beim Fräsen zu untersuchen [SCH74]. Aus den Untersuchungen von Schröder geht der signifikante Einfluss der Kraftangriffsrichtung auf die Gestaltabweichung an der Flankengeometrie des Werkstücks hervor:



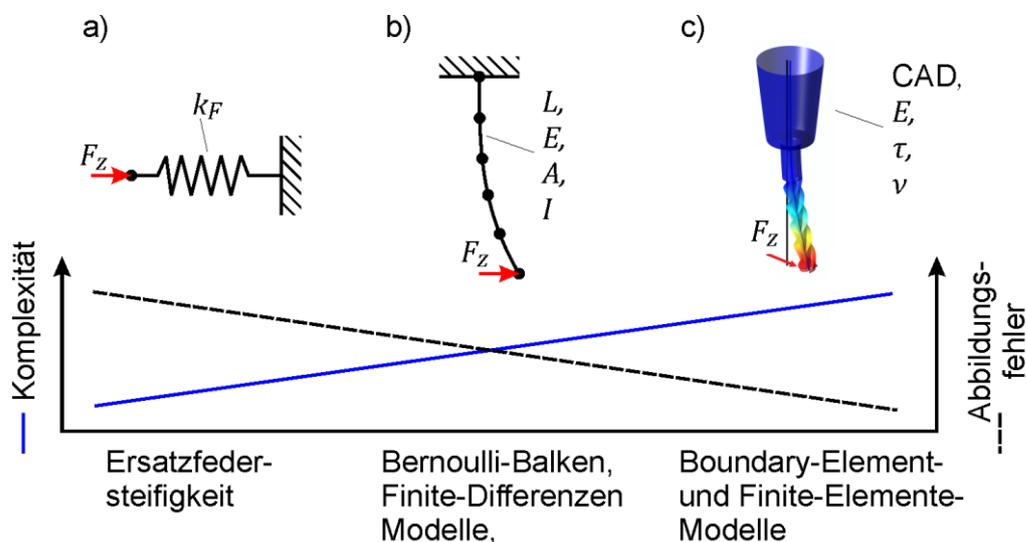
**Bild 2.11:** Zerspankräfte und resultierende Formfehler am Werkstück für unterschiedliche Bearbeitungssituationen, nach [SCH74]

In Abhängigkeit des am Werkzeug angreifenden Zerspankraftvektors ergeben sich unterschiedliche Verformungsrichtungen am Werkzeug. Dieser Effekt prägt sich in der durch das Werkzeug erzeugten Form des Werkstücks aus. Während das Werkzeug in den meisten Bearbeitungssituationen vom Werkstück abgedrängt wird und eine positive Formabweichung (Aufmaß) entsteht, ergibt sich unter großen Eingriffsbreiten beim Gegenlauffräsen aus der resultierenden Zerspankraft eine Abdrängung in Richtung des Werkstücks. Hierbei wird das Werkzeug in das Material hereingezogen und es tritt ein Untermaß am Werkstück auf. Im Gegensatz zu Aufmaßfehlern können Untermaßfehler nicht durch Nacharbeit entfernt werden und führen direkt zu Ausschuss.

In der Literatur finden sich vielfältige Arbeiten, die den Einfluss der Werkzeugabdrängung auf den Formfehler am Werkstück bewerten. Die Arbeiten lassen sich nach der jeweils verfolgten Zielsetzung gliedern:

- Untersuchung und Verständnis der Effekte,
- Vorhersage der Effekte (Simulation) und
- Kompensation des Effekts (online/offline).

Zur Simulation der Werkzeugabdrängung beim Fräsen werden unterschiedliche Modelle verwendet. Für die Abbildung der Werkzeugsteifigkeit werden verschiedene Steifigkeitsmodelle eingesetzt. Zum einen werden Ersatzfedersteifigkeiten verwendet, deren Steifigkeitswerte experimentell ermittelt werden und dann direkt in Systemgleichungen eingesetzt werden können [SCH74, SCH97, SEL03, HEU05, KOR07]. Zum anderen wird die Werkzeugsteifigkeit über die Balkentheorie beschrieben [HAN83, GEY02, KLO07, WILL08]. Dazu werden monolithische Biegebalken mit konstantem Querschnitt oder diskrete Biegebalken mit variablem Querschnitt verwendet. Zusätzlich kann die Boundary-Element-Methode (BEM) oder die Finite-Element-Methode (FEM) zur Modellierung der Werkzeugsteifigkeit genutzt werden [BIM94]. Die verschiedenen Modellansätze unterscheiden sich vor allem durch die Komplexität des Modellansatzes sowie durch die Abbildungsgüte des Modells. Das folgende Bild 2.12 stellt die unterschiedlichen Modellansätze zur Berechnung der Werkzeugverformung anhand dieser Kriterien gegenüber.



Kü/68004 © IFW

**Bild 2.12:** Gegenüberstellung a) lineare, analytische Modelle, b) diskrete analytische Balkenmodelle und c) diskrete numerische Modelle

Während analytische Steifigkeitsmodelle (Bild 2.12 a) direkt in eine Systemgleichung eingesetzt werden und gelöst werden können, steigt die Komplexität bei diskreten Modellen (Bild 2.12 b). Durch die Diskretisierung des Modells erhöht sich die Dimension der Systemgleichung, welche dann durch numerische Lösungsverfahren gelöst werden muss. BEM- und FEM-Modelle bilden das Systemverhalten des

Fräswerkzeugs sehr genau ab und werden daher bspw. für die Modalanalyse von Fräswerkzeugen verwendet (Bild 2.12 c). Im Vergleich zu den anderen Ansätzen benötigen sie jedoch den höchsten Modellierungs- und Rechenaufwand. Hierzu werden detaillierte CAD-Modelle des Werkzeugs und die Kenntnis der material-spezifischen Kennwerte (E-Modul  $E$ , Schubmodul  $\tau$ , Poisson Zahl  $\nu$ ) vorausgesetzt. Diese Daten sind jedoch häufig nicht bekannt und müssen deshalb ermittelt werden.

Die Modellierung der Werkzeugsteifigkeit ermöglicht die Berechnung der Werkzeugverformungen im Prozess. Diese kann anschließend bewertet und gegebenenfalls kompensiert werden, um Form- und Maßfehler am Werkstück zu reduzieren. Die bislang bekannten Kompensationsansätze lassen sich in Online- und Offline-Kompensationen unterteilen [WIL08]. Bei der Offline-Kompensation wird die Werkzeugverformung vorab simuliert und dann durch die Korrektur der Werkzeugwege kompensiert oder durch die Anpassung der Vorschubparameter reduziert. Dabei ist die Güte der Kompensation direkt von der Güte der verwendeten Zerspankraftberechnung abhängig. Die hierzu verwendeten Kraftmodelle beinhalten häufig Vereinfachungen und spiegeln die im realen Prozess auftretenden Einflüsse auf die Zerspankräfte nur unzureichend ab (Kapitel 2.3.2).

Weitere Einflüsse auf die Entstehung von Formfehlern am Werkstück gehen von der thermisch und mechanisch bedingten Verformung des Werkstücks aus. Zur Prognose der wärmeinduzierten Formfehler am Werkstück werden zumeist Finite-Elemente Modelle des Werkstücks verwendet [DYC07, PAB08, DEN10b, SCH11]. Diese Verfahren sind von der Prognose des prozessinduzierten Wärmeeintrags abhängig, der nur durch aufwändige kalorimetrische Messungen im Zerspanprozess bestimmt werden kann. Denkena stellt ein modellbasiertes Berechnungsverfahren vor, um die thermo-mechanische Verformung an dünnwandigen Bauteilen während der Fräsbearbeitung zu erfassen und um den resultierenden Formfehler modellbasiert am Werkstück zu prognostizieren [DEN10b]. Das Verfahren ermöglicht eine hohe Prognosegüte für den betrachteten Fall, es benötigt jedoch Eingangsdaten, die durch aufwändige Positions- und Temperaturmesstechnik gewonnen werden.

Die Vielzahl der vorgestellten Arbeiten beschäftigt sich mit der simulationsgestützten Prognose von Formfehlern. Zur Berechnung und Kompensation von Formfehlern aus dem Zerspanprozess existieren dagegen bislang nur wenige Arbeiten. Neben geeigneten Simulationsmodellen fehlen dazu auch Messverfahren in der Maschine zur Erfassung der Einflüsse auf die Werkstückqualität. Im folgenden Kapitel werden die Möglichkeiten zur Erfassung und Bewertung der Werkstückqualität aus dem Prozess heraus im Rahmen der Prozessüberwachung von Fräsprozessen diskutiert.

## 2.5 Überwachung von Zerspanprozessen

Zur Detektion von Prozessfehlern an hochautomatisierten CNC Werkzeugmaschinen in der industriellen Produktion hat sich der Einsatz von Prozessüberwachungssystemen etabliert. Neben der Aufgabe der Störungsüberwachung können Prozessüberwachungssysteme vermehrt zur Datenaufnahme und intelligenten Prozessbewertung eingesetzt. Das folgende Kapitel gibt einen Überblick über die aktuellen Entwicklungen zur Prozessüberwachung.

### 2.5.1 Aufgabe und Aufbau von Prozessüberwachungssystemen

Prozessüberwachungssysteme sind in der Lage, während der Bearbeitung auftretende Störungen wie Kollisionen, Werkzeugbrüche, Werkzeugverschleiß und Prozessinstabilitäten zuverlässig und schnell zu erkennen. Bis in die 90er Jahre war die Prozessüberwachung von spanenden Fertigungsprozessen größtenteils auf die Überwachung des Werkzeugzustandes fokussiert (Tool Condition Monitoring, [BYR95]). Anfang der 90er Jahre wurde jedoch erkannt, dass die Betrachtung des Werkzeugzustandes allein nicht ausreichend ist und zukünftig der Prozess- und Bauteilzustand mit überwacht werden muss [BYR95]. Acht Jahre später, im Jahre 2003, traf diese Prognose zu und der Bedarf an aussagekräftigeren Überwachungsgrößen in der industriellen Produktion stieg weiter an. Die Entwicklungen zur Überwachung des Bauteilzustandes sahen sich damals noch vor großen Herausforderungen [BYR03]. Bis zum Jahr 2010 hat sich das Aufgabengebiet der Prozessüberwachung auf die folgenden Überwachungsgrößen ausgedehnt [TET10]:

- Werkzeugverschleiß, Schneidenbruch, Werkzeuggeometrie und -temperatur,
- Spanform, Spanverteilung und Spanbruch,
- Prozessfehler, Prozessvariationen, Prozessstabilität und Schnittwerte,
- Werkstückzustand, Oberflächengüte, Oberflächenintegrität,
- Maschinenzustand, Verschleiß von Vorschubachs- und Spindellagern sowie zur Fehleranalyse und Instandhaltungsplanung.

Der Aufbau eines Prozessüberwachungssystem basiert zumeist auf der folgenden Struktur [REU01]:

- Signalerfassung,
- Signalverarbeitung und
- Prozessbewertung.

Durch den Einsatz von Sensorik zur Signalerfassung soll Wissen über den Zustand des Bearbeitungsprozesses und der Maschine erlangt werden [LIT11]. Dazu werden Signale aus dem Prozess aufgenommen, welche diese Zustände möglichst direkt wiedergeben. Die Sensorik ist so auszuwählen und zu platzieren, dass der Prozess dadurch nicht beeinträchtigt wird. Die aufgenommenen Prozesssignale beinhalten neben den für die Überwachung benötigten Prozessinformationen auch Störanteile, die durch Umgebungs- und Übertragungseinflüsse in der Signalkette entstehen. Das Ziel der Signalverarbeitung ist es, diese Störanteile zu beseitigen und prozessrelevante Merkmale aus den aufgenommenen Prozesssignalen zu extrahieren.

Die abschließende Prozessbewertung hat die Aufgabe, den überwachten Prozess auf Basis der Signalmerkmale zu klassifizieren. In der einfachsten Form wird hier eine Zustandsbewertung durch den Vergleich eines Ist- mit einem Soll-Zustand getroffen [BRI09]. Reuber unterteilt die Verfahren zur Prozessbewertung in drei Kategorien [REU01]:

- signalbasierte Verfahren,
- Verfahren mit Mustererkennung und Klassifizierung und
- modellbasierte Verfahren.

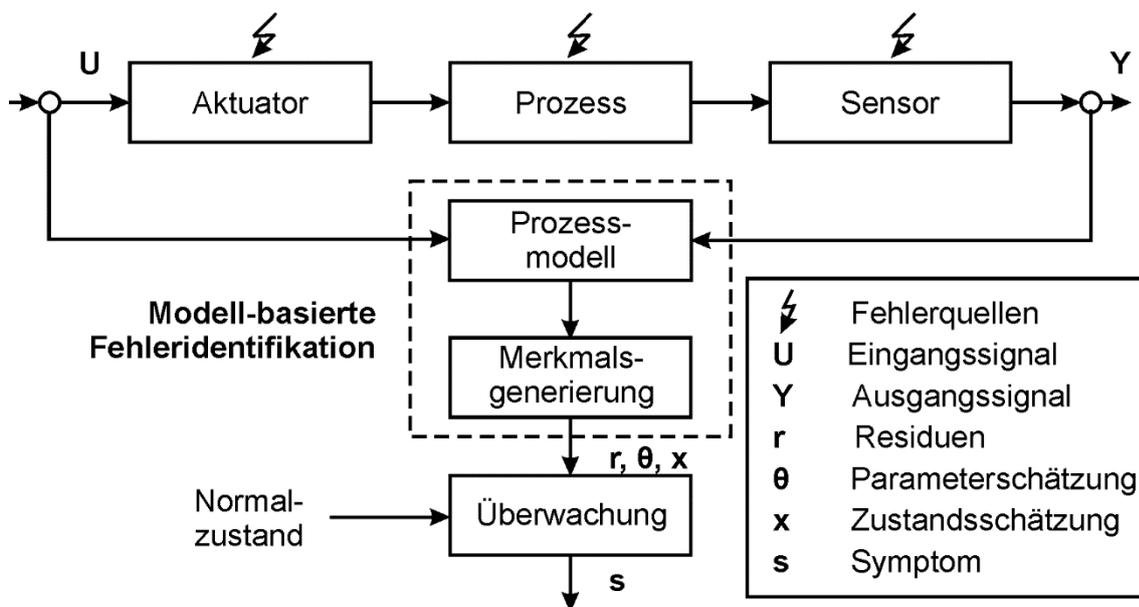
Signalbasierte Verfahren bewerten das Überwachungssignal anhand vorgegebener Grenzwerte. Dazu werden feste Grenzwerte, feste Toleranzbänder, dynamisch berechnete Grenzwerte sowie statistisch festgelegte Grenzwerte verwendet [BRI09]. Die Verfahren unterscheiden sich im Wesentlichen durch die Art der Grenzwertbestimmung. Wegen ihrer einfachen und robusten Architektur und der Möglichkeit zur visuellen Beurteilung sind die grenzwertbasierten Überwachungsverfahren in der industriellen Produktion sehr verbreitet [LAN09]. Verfahren zur Mustererkennung und Klassifizierung benötigen Prozesswissen zur Klassifikation von Prozesssignalen. Um dieses Prozesswissen anzulernen und für die Überwachung anzuwenden, werden häufig Methoden der künstlichen Intelligenz verwendet, wie bspw. Fuzzy-Logiken oder künstliche neuronale Netze (KNN). Die Verfahren werden in der Prozessüberwachung dazu eingesetzt angelerntes Prozesswissen auf die Klassifizierung und Bewertung von Prozesssignalen anzuwenden. Dadurch ist es bspw. möglich, den Werkzeugverschleiß zu überwachen [FRI99, SAG03], die Werkzeugstandzeit zu prognostizieren [UHL99] oder die Beeinflussung der Oberflächengüte aus Prozesssignalen zu bewerten [QUI11]. Allen Ansätzen aus diesem Bereich gemein ist die geringe Flexibilität, durch die eine lange Anlernphase der Überwachungsgrenzen an den Zerspanprozess bedingt ist. Daher finden die Überwachungsverfahren auf Basis künstlicher Intelligenz bislang keine große Verbreitung in der industriellen Produktion. Im folgenden Abschnitt wird ausführlich auf modellbasierte Verfahren zur Prozessüberwachung eingegangen.

### **2.5.2 Modellbasierte Verfahren zur Prozessüberwachung**

Modellbasierte Bewertungsverfahren interpretieren Überwachungssignale ebenfalls anhand von Wissen über das überwachte System. Dieses ist jedoch im Vergleich zu Verfahren der künstlichen Intelligenz explizit in Form von Prozessmodellen abgelegt. Mithilfe eines Prozessmodells können bspw. auch nicht direkt beobachtbare Größen (wie bspw. der Werkzeugverschleiß oder die Oberflächengüte) überwacht werden [ZAB03]. Dazu werden diese nicht messbaren Größen modellbasiert aus anderen messbaren Überwachungsgrößen berechnet [SCH11]. Die Voraussetzung für die Verwendung modellbasierter Verfahren ist die hinreichend genaue Kenntnis der Einflussgrößen sowie eine ausreichend genaue Beschreibung der vorhandenen Phänomene und Wechselwirkungen des Zerspanprozesses [REU01]. Reuber hält die, bis zu dem Zeitpunkt zur Verfügung stehenden, modellbasierten Verfahren zur Prozessüberwachung, wegen der zu geringen Prognosegüte, als nicht geeignet für

den industriellen Einsatz. Weiterhin bemängelt er die eingeschränkte Onlinefähigkeit der zu komplexen Modellansätze sowie die Notwendigkeit der experimentellen Ermittlung der Modellparameter im industriellen Umfeld. Dennoch wurden in den letzten Jahren vermehrt modellbasierte Verfahren zur Prozessbewertung entwickelt und eingesetzt, die diese Argumente zunehmend entkräften.

Isermann erkannte schon früh den Nutzen modellbasierter Systeme für die Fehlerdiagnose an technischen Systemen, u.a. an Werkzeugmaschinen [ISE89]. Später beschreibt Isermann grundlegende Ansätze aus der Systemtheorie zur modellbasierten Fehlerdiagnose an technischen Systemen [ISE06]. Dabei wird ein Modell des Prozesses und seiner Schnittstellen benötigt, welches das Systemverhalten des fehlerfreien Systems hinreichend genau abbildet. Um Störungen im Prozess zu identifizieren, werden die Ausgangssignale auf dem Ausgang des Prozessmodells abgebildet. Durch den Vergleich des störungsfreien Modellausgangs mit der Prozessausgangsgröße können Störungen im Prozess identifiziert werden (Bild 2.13).



**Bild 2.13:** Grundlegender Aufbau zur modellbasierten Fehleridentifikation [ISE06]

Das verwendete Modell basiert zumeist auf einer mathematischen Formulierung, die auf theoretischen oder experimentellen Erkenntnissen über den Prozess beruht. Die Prozessmodelle werden zur Parameterschätzung oder zur Prozessbeobachtung verwendet. Beobachterverfahren werden dazu genutzt, um nicht messbare Zustandsgrößen mit Hilfe messbarer Zustandsgrößen zu berechnen [ISE06]. Im Kontext der Prozessüberwachung von Zerspanprozessen wurden bereits modellbasierte Ansätze unter den folgenden Zielsetzungen entwickelt:

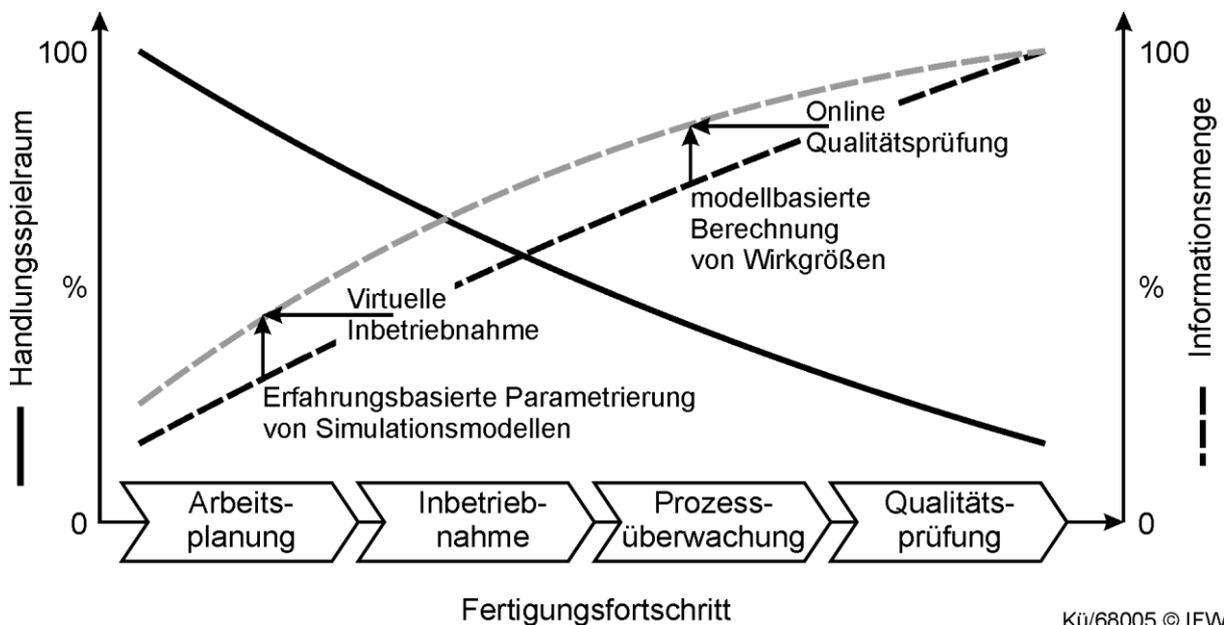
- Reduzierung von Anlernvorgängen für Überwachungsgrenzen,
- Steigerung der Überwachungsgüte in der Einzelteil- und Kleinserienfertigung,
- Überwachung nicht direkt messbarer Größen.

Die zur Prozessüberwachung verwendeten Grenzwerte müssen bei signalbasierten Überwachungsverfahren an die Prozesscharakteristik mit Hilfe von Einfahrteilen angelernt werden bevor sie zur Überwachung eingesetzt werden können. Da dieses Vorgehen in der Einzelteilmfertigung wegen der geringen Losgrößen nicht möglich ist, wurden Ansätze entwickelt, um die Überwachungsgrenzen anhand von Prozessmodellen im Rahmen eines virtuellen Einfahrprozesses anzulernen. Schmidt entwickelte ein Verfahren zur simulationsgestützten Parametrierung von Überwachungsgrenzen auf Basis simulierter Zerspankräfte [SCH11]. Er modellierte verschiedene Einflüsse auf die Zerspankraft, um die Güte der Zerspankraftprognose zu steigern. Auf Basis der simulierten Zerspankräfte parametriert er mehrstufige dynamische Grenzwerte, die den berechneten Zerspankraftverlauf einhüllen (Hüllkurven). Im Rahmen des DFG-Transferprojektes „Anlernfreie Prozessüberwachung für die Einzelteilmfertigung“ wurde die simulationsgestützte Parametrierung von Überwachungsgrenzen auf die Dreh- und Fräsbearbeitung erweitert und erfolgreich im Rahmen einer kommerziellen NC-Simulation umgesetzt [DEN12d]. Die Voraussetzung für dieses Verfahren ist die genaue Kenntnis der zugrunde liegenden Modellparameter, welche experimentell ermittelt werden müssen. Altintas setzte schon Ende der 80er Jahre eine zerspankraftbasierte Prozessüberwachung um, die auf Basis eines vereinfachten Prozessmodells die aktuelle Zerspankraft charakterisiert und damit Schneidenbrüche und Variationen des Materialabtrags identifiziert [ALT89]. Zhu et. al. verwendeten analytische Prozessmodelle zur Identifikation von Schneidenaus- und Schneidenbrüchen sowie von Rundlauf Fehlern auf Basis der gemessenen Zerspankräfte beim Kugelkopffräsen [ZHU03]. Huang et. al. Entwickelten einen Kraftbeobachter, der anhand von Gut-Prozessen kalibriert wird und die Prozesskräfte anschließend schätzt. Der Vergleich von Schätzung und gemessenen Kräften erlaubt eine Überwachung des Werkzeugverschleißes und von Schneidenbrüchen für Fräsprozesse [HUA07]. Litwinski verwendete ebenfalls einen Prozesskraftbeobachter zur Interpretation der Prozesssignale. Er entwickelte ein experimentelles Prozessmodell aus berechneten Eingriffsgrößen und den gemessenen Zerspankräften, um den künftigen Signalverlauf auf Basis der Eingriffsverhältnisse zu prognostizieren [LIT11]. Yohannes entwickelte eine anlernfreie Prozessüberwachung auf Basis maschineninterner Signale [YOH13]. Dabei wurde ein mehrkriterieller Ansatz zur Berechnung von Prozesssignalen aus Antriebsströmen und Reglerdifferenzen der Vorschubachsen entwickelt. Zur Klassifizierung der Prozesszustände wird ein Abtragsbeobachter verwendet, der eine automatische Unterscheidung von Leerlauf-, Eintritt-, Austritt- und Schnittphasen ermöglicht.

Modellbasierte Überwachungsverfahren finden vermehrt auch in der industriellen Prozessüberwachung eine Akzeptanz. Hier ist insbesondere die Verbesserung der Bewertbarkeit von Überwachungssignalen gefragt, welche auf Basis der Berechnung von Modellgrößen ermöglicht wird. Vor dem Hintergrund einer Überwachung von Qualitätsmerkmalen (Kapitel 2.1.2) sind die Potentiale für modellbasierte Prozessüberwachungs- und -bewertungsverfahren jedoch noch nicht ausgeschöpft.

## 2.6 Fazit zum Stand des Wissens

Die Bewertung von Zuständen und Prozessen in der Produktion ist an verschiedenen Stationen einer Produktion notwendig. Bewertungen werden u.a. in der Arbeitsvorbereitung, der Inbetriebnahmephase, der Prozessüberwachung und in der Qualitätsprüfung vorgenommen. Die Bewertung erfolgt auf Basis der zur Verfügung stehenden Informationen, um die beste Alternative aus den zur Verfügung stehenden Handlungsmöglichkeiten auszuwählen. Dabei gilt grundsätzlich, dass die Informationsmenge und -güte über dem Fertigungsfortschritt ansteigt, der Handlungsspielraum zur Verbesserung des Prozesses jedoch abnimmt (Bild 2.14). Um den Fertigungsprozess optimal einzustellen, ist man daher bestrebt eine Prozessbewertung frühestmöglich auf Basis einer bestmöglichen Informationsgrundlage durchzuführen. Derzeit herrscht in der Planungs- und Inbetriebnahmephase ein Mangel an detaillierten und aktuellen Prozessinformationen.



Kü/68005 © IFW

**Bild 2.14:** Handlungsspielraum und Informationsmenge über den Fertigungsphasen

Der in dieser Arbeit verfolgte Ansatz soll eine verbesserte Informationsgrundlage zum Zeitpunkt der Arbeitsplanung und Inbetriebnahme liefern. Dadurch soll eine verbesserte Anpassung und Optimierung von Zerspanprozessen auf Basis einer frühzeitigen modellbasierten Prognose und Bewertung der Werkstückqualität ermöglicht werden. Aus dem Stand des Wissens ergeben sich für die Zielsetzung dieser Arbeit die folgenden aktuellen Defizite:

- Die Bewertung von Arbeitsplänen stützt sich zumeist auf das Erfahrungswissen des Arbeitsplaners. Um die Planungsqualität auf Basis einer verbesserten Informationsgrundlage weiter zu steigern, fehlen bislang Möglichkeiten das Fertigungswissen aus der Prozessüberwachung und Qualitätsprüfung systematisch in die Erfahrungsbasis der Arbeitsplanung zurückzuführen.

- Zur Berechnung von Planwerten kommen in der Arbeitsplanung zum Teil schon Simulationsverfahren (NC-Simulationen) zum Einsatz, deren Berechnungsergebnisse jedoch deutlich von realen Prozessergebnissen abweichen können. Hier fehlen Methoden, um die verwendeten Simulationsmodelle systematisch an das Verhalten des realen Fertigungsprozesses anzulernen und im Rahmen einer virtuellen Inbetriebnahme den Prozess frühzeitig optimieren zu können. Die Modelle zur Zerspansimulation sind bislang nicht in der Lage, detaillierte Form- und Oberflächenabweichung zu prognostizieren.
- Vielfältige Einflüsse aus dem Zerspanprozess wirken sich auf die Werkstückqualität bei der Zerspanspannung aus. Je früher Abweichungen der Fertigungsqualität aufgedeckt werden, umso einfacher gestaltet sich ihre Behebung. Existierende Modelle können zur Simulation und Prognose der Fertigungsqualität genutzt werden. Die Güte der Prognose ist jedoch häufig von der genauen Kenntnis der Modell- und Systemparameter abhängig. Für eine industrielle Nutzung der Simulationsmodelle fehlen bislang geeignete Methoden, um die benötigten Modellparameter aufwandsarm aus dem Fertigungsprozess zu extrahieren.
- Zur Bewertung der Fehler- und Störungsfreiheit von Zerspanprozessen werden verbreitet Prozessüberwachungssysteme eingesetzt. Die dazu eingesetzte Sensorik und Methodik ist nicht geeignet, um die Werkstückqualität direkt aus dem Prozess heraus zu überwachen. Modellbasierte Ansätze bieten jedoch enormes Potential, um Informationen über die Werkstückqualität auf Basis von indirekten Prozesssignalen berechnet und bewerten zu können.
- Je früher Qualitätsschwankungen in der laufenden Produktion entdeckt werden, umso weniger Ausschussteile werden produziert. Daher wird eine maschineninterne Qualitätsprüfung angestrebt. Prozessbegleitende Messungen ermöglichen eine 100%-Prüfung, sie können bislang jedoch nur zur Messung von Längen und Durchmessern am Werkstück eingesetzt werden. Die prozessintegrierte Prüfung von Form- und Gestaltabweichungen beim Fräsen ist noch nicht möglich.

Die folgende Zielsetzung dieser Arbeit greift diese Defizite auf, um die Verfügbarkeit von detaillierten Zustandsinformationen über die Werkstückqualität in der Fertigung zu verbessern. Damit wird auf die wesentlichen Forderungen zur Umsetzung einer intelligenten Produktion aus Kapitel 2.1 eingegangen.

### 3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Für die Realisierung einer bauteilgetriebenen, hochflexiblen Genteiligen Produktion ist es zwingend notwendig, Zustandsinformationen über Produkte und Ressourcen in Echtzeit zur Verfügung zu stellen. Je detaillierter und schneller die Zustandsinformationen aus der Produktion erzeugt und verarbeitet werden können, umso flexibler kann die Produktion gesteuert werden (Kapitel 2.1.2). Zur Vermeidung von Störungen der Produktionsabläufe muss die reaktionsschnelle Anpassung von Arbeitsabläufen innerhalb der Produktionsplanung- und -steuerung gewährleistet werden. Ein weiterer Aspekt der Genteiligen Produktion ist der Aufbau und die Auswertung von Erfahrungswissen für die Arbeitsplanung. Dafür müssen Prozess- und Wirkgrößen aus der Fertigung erfasst und gegenüber den Planparametern ausgewertet werden, um eine Grundlage für die Bewertung von Prozessen bereit zu stellen. Aus der Bedarfsanalyse und dem Stand des Wissens ergeben sich die folgenden Anforderungen für die nachfolgende Arbeit:

1. Bereitstellung von Zustandsinformationen von Werkstück und Werkzeug,
2. Dokumentation von detaillierten Prozess- und Wirkgrößen für jedes Bauteil,
3. Berechnung der Qualitätsmerkmale aus gemessenen Prozessgrößen,
4. Bewertung der Qualitätsmerkmale (insb. Gestalt- und Formabweichung) des Werkstücks gegenüber den Qualitätsvorgaben,
5. Vermeidung einer Prozessbeeinflussung durch zusätzliche Sensorik oder Prüfaufwände,
6. Prozessbewertung in Echtzeit zur Bearbeitung,
7. Analyse und Bereitstellung von Fehlersystematiken,
8. Bereitstellung prozessspezifischer Zustandsgrößen für die Simulation.

Aus den genannten Anforderungen leitet sich die Zielsetzung dieser Arbeit ab:

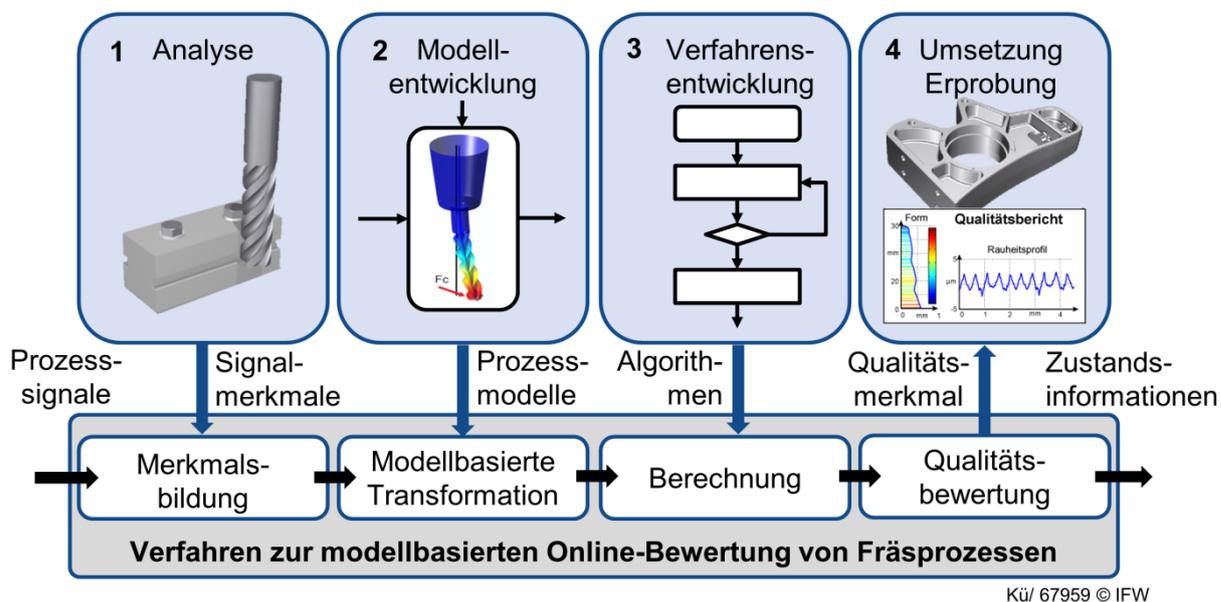
#### **Entwicklung eines modellbasierten Verfahrens zur Online-Bewertung der Werkstückqualität auf Basis von Zerspankräften beim Fräsen.**

Die Aufgabe der Prozessbewertung leitet sich aus dem Gesamtkontext des Virtuellen Planers aus Kapitel 2.1.2 ab. Zur Erschließung der Potentiale für die Genteilige Produktion wird das Verfahren anhand der Randbedingungen des Gesamtsystems des Virtuellen Planers umgesetzt. Dafür sind bei der Umsetzung des Verfahrens Schnittstellen zu anderen Systemen und Verfahren zu beachten. Die Validierung des Verfahrens geschieht anhand der oben genannten Anforderungen. Das entwickelte Verfahren fließt anschließend in weitergehende Entwicklungen im Gesamtprojekt des SFB 653 auf dem Weg zur Umsetzung einer Genteiligen Produktion ein.

Das methodische Vorgehen dieser Arbeit basiert auf den folgenden Teilzielen:

- Identifikation und Beschreibung systematischer Qualitätseinflüsse beim Fräsen,
- Entwicklung von Modellen zur Abbildung von Qualitätseinflüssen,
- Entwicklung von Verfahren zur Berechnung der Werkstückqualität und
- Umsetzung und Erprobung des Verfahrens zur Bewertung von Fräsprozessen.

Zur Entwicklung der modellbasierten Online-Bewertung wird schrittweise, gemäß der oben genannten Teilziele, vorgegangen. Das folgende Bild 3.1 zeigt schematisch die Vorgehensweise und die Architektur des zu entwickelnden Verfahrens.



**Bild 3.1:** Vorgehen zur Entwicklung des modellbasierten Bewertungsverfahrens

Der Aufbau des Verfahrens zur modellbasierten Online-Bewertung orientiert sich zunächst an der allgemeinen Struktur eines Prozessüberwachungssystems. Aus den Prozesssignalen des Zerspanprozesses werden relevante Signalanteile über die Merkmalsbildung extrahiert und zur Signalbewertung weitergeleitet. Die Signalbewertung basiert hier auf einer modellbasierten Transformation der Prozesssignale in eine geometrische Wirkgröße, aus der anschließend geometrische Qualitätsmerkmale berechnet werden. Diese Merkmale werden abschließend gegenüber den Vorgaben des Bauteils bewertet und in Form von Zustandsinformationen über die Bauteilqualität ausgegeben. Das wissenschaftliche Vorgehen zur Entwicklung dieses neuartigen Verfahrens gliedert sich in die folgenden Schritte:

Ausgehend von einem Referenzprozess, der exemplarisch für die betrachtete Schlichtfräsbearbeitung steht, werden Einflüsse auf Qualitätsmerkmale an gefrästen Flächen untersucht. Durch die Korrelation einzelner Qualitätsmerkmale gegenüber den Prozessgrößen beim Fräsen werden systematische Qualitätseinflüsse identifiziert. Die nachfolgende systematische Analyse der Qualitätseinflüsse beim Schlichtfräsen liefert die Grundlage für die Festlegung der relevanten Signalmerekmale für die Prozessbewertung (Bild 3.1-1). Die aus den Untersuchungen gewonnene Datenbasis stellt außerdem die Grundlage für die nachfolgende Modellentwicklung bereit.

Zur Transformation von Qualitätseinflüssen aus Prozesssignalen sind Einflussmodelle zu entwickeln. Dafür werden bekannte Modellansätze auf ihre Eignung zur modellbasierten Transformation von Prozesssignalen überprüft und gegebenenfalls

angepasst. Neben einer hohen Abbildungsgüte der Modelle, gemessen an den Untersuchungsergebnissen, müssen die Modelle hinsichtlich des Rechenaufwands hinreichend vereinfacht werden (Bild 3.1-2).

Für die Online-Bewertung von Fräsprozessen ist ein onlinefähiges Verfahren zur Berechnung von Qualitätsmerkmalen zu entwickeln. Dafür sind die zuvor entwickelten Einflussmodelle zu verknüpfen und Algorithmen zur automatisierten Parameteridentifikation zu entwickeln. Das Verfahren ist so umzusetzen, dass die zu bewertenden Qualitätsmerkmale aus Prozesssignalen modellbasiert berechnet und automatisch bewertet werden (Bild 3.1-3).

Um das entwickelte Verfahren praxistauglich zu realisieren und die Potentiale des Verfahrens nachzuweisen, wird es auf einem Echtzeitrechner umgesetzt und anhand exemplarischer Fräsprozesse verifiziert. Abschließend wird das entwickelte Verfahren anhand eines Referenzbauteils gegenüber den oben genannten Anforderungen validiert. Dazu werden die berechneten Qualitätsmerkmale Messergebnissen gegenübergestellt und die Güte des Verfahrens ermittelt (Bild 3.1-4).

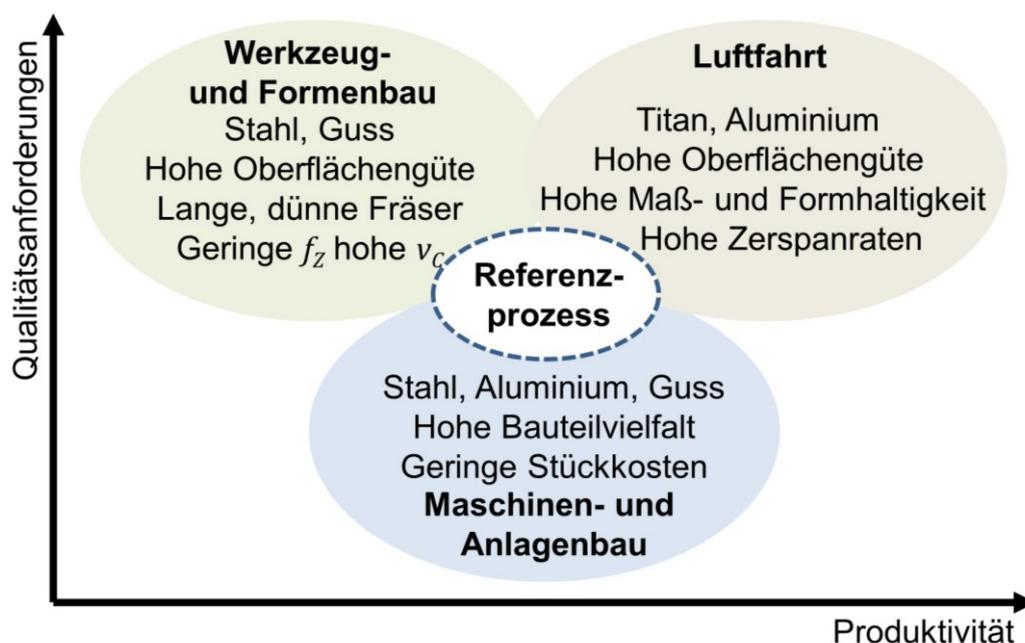
In den folgenden Kapiteln werden die zu realisierenden Module entwickelt und anschließend zu einem Gesamtsystem gemäß der Architektur des Verfahrens in Bild 3.1 zusammengefügt.

## 4 Untersuchung von Qualitätseinflüssen

In diesem Kapitel werden Einflüsse auf die Werkstückqualität beim Fräsen anhand von experimentellen Untersuchungen systematisch untersucht. Dadurch sollen über den Stand des Wissens hinaus Erkenntnisse über die relevanten Einflussfaktoren für den betrachteten Fräsprozess gewonnen und eine Datenbasis für die spätere Modellierung der Einflussfaktoren geschaffen werden. Die Untersuchungen werden an einem Referenzprozess durchgeführt. Zur Definition eines repräsentativen Referenzprozesses werden zunächst Anforderungen aus verschiedenen Branchen der industriellen Produktion zusammengetragen. Der ausgewählte Referenzprozess konsolidiert die bestehenden Anforderungen in einem vereinfachten Versuchsplan und einem Analogiebauteil. Auf Basis des Referenzprozesses werden Einflüsse auf die Werkstückqualität beim Fräsen abgeleitet. Die gefundenen Einflüsse werden anschließend isoliert, um deren systematischen Einfluss auf die Qualitätsmerkmale am Werkstück abzuleiten. Die dabei gewonnen Daten und Erkenntnisse werden anschließend zur Modellierung der gefundenen Systematiken in Kapitel 5 genutzt.

### 4.1 Definition des Referenzprozesses

Die Definition eines Referenzprozesses dient im Folgenden dazu, konkrete Anforderungen für die experimentellen Untersuchungen und das zu entwickelnde Verfahren abzuleiten. Die Fräsbearbeitung findet heute weite Verbreitung in der industriellen Produktion. Sie bietet eine hohe Flexibilität in der Formgebung bei gleichzeitig hoher Produktivität. Typische Branchen sind der Werkzeug- und Formenbau, die Luftfahrtfertigung und der Maschinen- und Anlagenbau. Das folgende Bild stellt branchenspezifische Charakteristika für die Fräsbearbeitung gegenüber.



**Bild 4.1:** Branchenspezifische Charakteristika der Fräsbearbeitung

Während im Werkzeug- und Formenbau höchste Anforderungen an die Oberflächenqualität ( $R_a < 0,8 \mu\text{m}$  geschliffen oder poliert [ARN10]) gestellt werden, stehen in der Luftfahrt- und Maschinenbauproduktion die Produktivität und die Form- und Maßhaltigkeit des Fertigungsergebnisses im Vordergrund (DIN ISO 2768-1 und Deutsche Airbus Norm 11304). Im Maschinen- und Anlagenbau werden konturnahe Rohteile mit geringen Zerspanraten bearbeitet. Um Flugzeugstrukturbauteile mit hohen Zerspanraten ( $V_{Zersp}/V_{Roh} < 95\%$ ) wirtschaftlich herstellen zu können, wird in der Luftfahrtindustrie eine hohe Produktivität gefordert. Dafür werden bei der Aluminiumzerspannung hohe Zeitspannvolumen mit Schnittgeschwindigkeiten  $v_c < 1200 \text{ m/min}$  realisiert. Um die Belastung der Werkzeuge und der Maschinenspindel durch die hohen Drehzahlen zu senken, werden die verwendeten Werkzeuge auf G 2,5 gewuchtet und geringe Rundlauffehler  $< 10 \mu\text{m}$  für Schafffräswerkzeuge gefordert (Deutsche Airbus Norm 5143).

Die Arbeit versucht keine branchenspezifische Einordnung. Sie orientiert sich jedoch an den jeweiligen Charakteristika der Prozess- und Bauteilvielfalt, der Produktivität und den Qualitätsanforderungen der betrachteten Branchen. Der gewählte Referenzprozess stellt einen Querschnitt des Spektrums der industriell relevanten Fräsbearbeitungen dar (Bild 4.1). Der Querschnitt ist in der Horizontalen gekennzeichnet durch die Variation der Prozessstellgrößen und durch die Variation der Werkzeug- und Werkstückgeometrien in der Vertikalen. Der Referenzprozess orientiert sich weiterhin an den höchsten Anforderungen für die Oberflächen- und Gestaltabweichungen aus den genannten Branchen. Folgende Randbedingungen werden deshalb für den Referenzprozess festgelegt:

- Bearbeitung von Aluminium,
- Stirn-Umfangsfräsen im Gleichlauf,
- Oberflächengüten  $R_z < 3,2 \mu\text{m}$  (nach DIN 4766-1),
- Dünne, lang auskragende Werkzeuge ( $L/D < 10$ ),
- Schafffräser mit Rundlauf  $< 10 \mu\text{m}$  (Deutsche Airbus Norm 5143),
- Variation der Prozessstellgrößen  $f_z, a_e, a_p$ ,
- Schnittgeschwindigkeiten  $v_c < 200 \text{ m/min}$ .

Im nachfolgenden Kapitel wird gemäß der hier getroffenen Festlegungen ein Versuchsplan für den Referenzprozess aufgestellt und durchgeführt.

## 4.2 Experimentelle Untersuchung

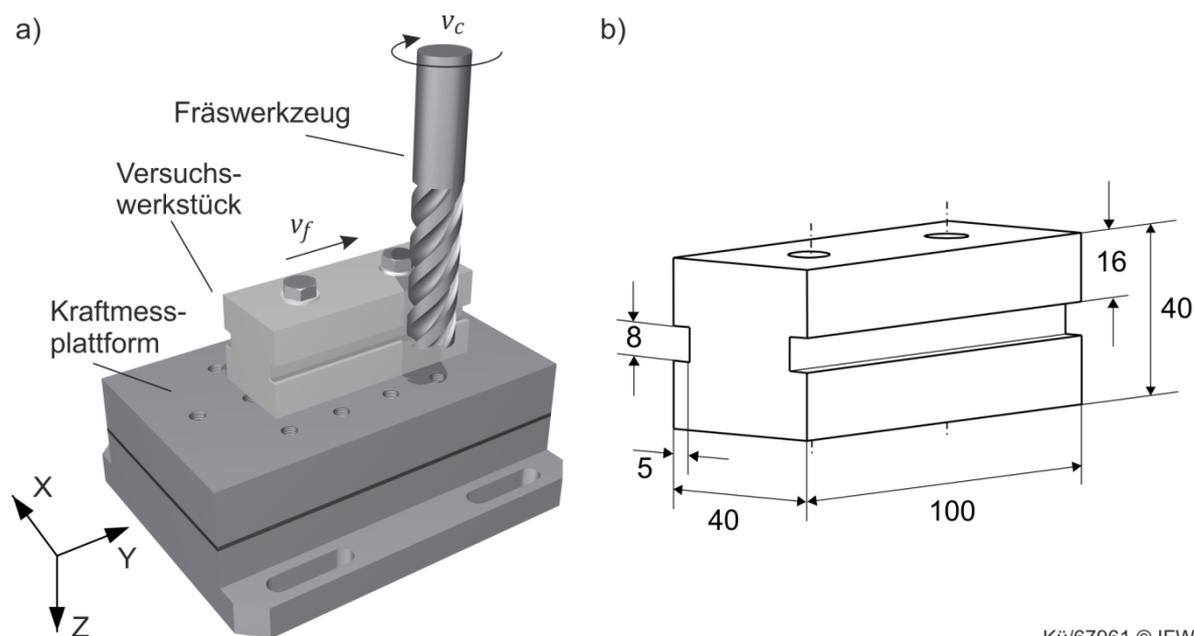
Die hier durchgeführten experimentellen Untersuchungen haben das Ziel, Einflüsse auf die durch den Fräsprozess erzeugten Oberflächenmerkmale am Werkstück nachzuweisen und für weitergehende Untersuchungen separieren zu können. Die in dieser Arbeit untersuchte Schlichtfräsbearbeitung orientiert sich an den Randbedingungen des zuvor definierten Referenzprozesses (s.o.). Um den Einfluss einzelner Prozessstellgrößen auf die Werkstückqualität zu untersuchen und voneinander getrennt zu betrachten, wurde ein Versuchsplan aufgestellt, der eine

zweistufige Variation der Eingriffsbreite  $a_e$  und des Zahnvorschubs  $f_z$  beinhaltet. Der Versuchsplan ist in Tabelle 4.1 dargestellt:

**Tabelle 4.1:** Versuchsplan für die Untersuchung der Werkstückqualität

Experiment	1	2	3	4
Eingriffstiefe $a_p$ [mm]	16	16	16	16
Eingriffsbreite $a_e$ [mm]	0,5	1,0	0,5	1,0
Zahnvorschub $f_z$ [mm]	0,1	0,1	0,2	0,2
Schnittgeschwindigkeit $v_c$ [m/min]	250	250	250	250
Werkzeug	Ø 20 mm VHM Schafffräser, 4 Schneiden			
Werkstück	□ 40 mm Strangpressprofil, AlMgSi0,5			

Für die Untersuchungen wurde ein 20 mm Vollhartmetall-Schafffräser der Fa. Garant verwendet, der für die Schlichtbearbeitung von Aluminium geeignet ist. Die Fräsbearbeitung wird, wie bei der Schlichtbearbeitung üblich, im Gleichlauf durchgeführt. Die Schnittgeschwindigkeit wurde gemäß den Herstellerspezifikationen des Werkzeugs für die Aluminiumbearbeitung gewählt. Der gewählte Versuchswerkstoff AlMgSi0,5 zeichnet sich durch seine gute Zerspanbarkeit und hohe Festigkeit aus. Das Versuchswerkstück wurde so vorbereitet, dass es nur mit den Umfangsschneiden des Schafffräasers bearbeitet wird. Das Werkstück wird auf einer Kraftmessplattform der Fa. Kistler [KIS13] montiert, um die Zerspankräfte während der Bearbeitung aufzuzeichnen. Der Versuchsaufbau und das Werkstück sind in Bild 4.2 dargestellt.



Kü/67961 © IFW

**Bild 4.2:** a) Versuchsaufbau und b) Versuchswerkstück

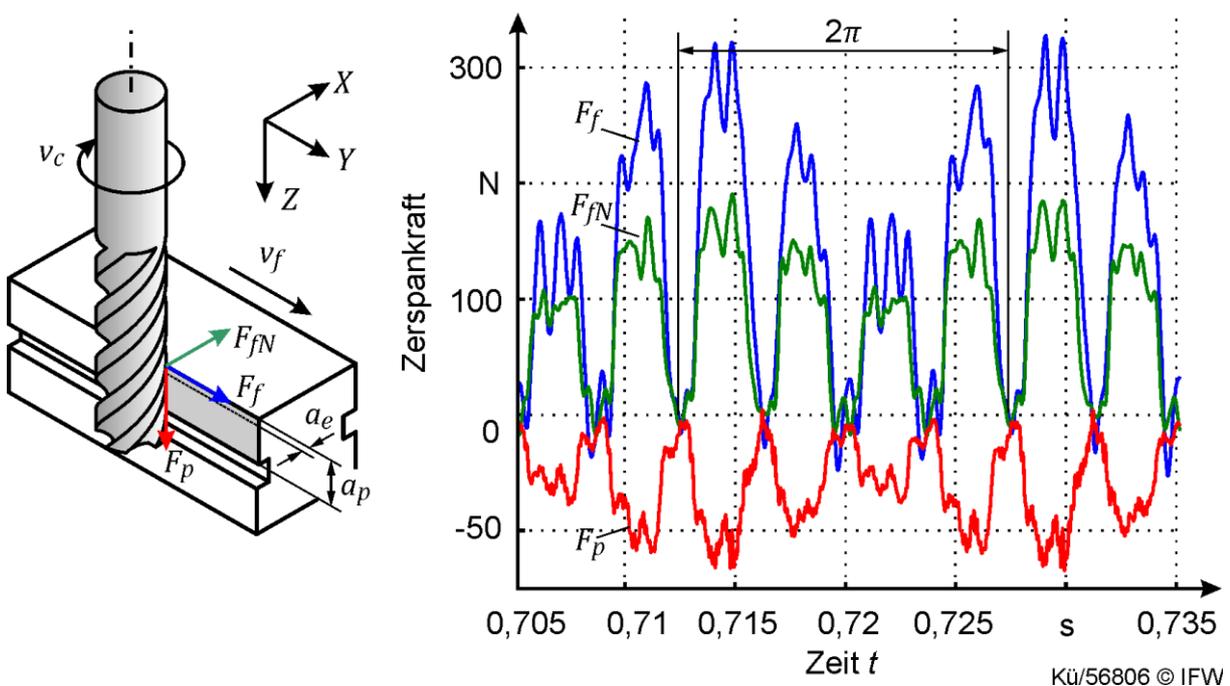
Der Versuchsaufbau wurde in einer 4-Achs Fräsmaschine der Fa. Heller montiert und die Bearbeitung gemäß dem Versuchsplan aus Tabelle 4.1 durchgeführt. Das für die Untersuchungen verwendete Bearbeitungszentrum und seine Spezifikationen sind im folgenden Bild 4.3 dargestellt.



Typenbezeichnung:	Heller MCi 16
Arbeitsbereich X, Y, Z:	630, 630, 630 mm
Werkzeugaufnahme:	HSK 63-A
Nennleistung:	38 kW
Max. Drehmoment:	240 Nm
Max. Spindeldrehzahl:	16.000 min <sup>-1</sup>
Max. Beschleunigung:	10 m/s <sup>2</sup>
Steuerung:	Sinumerik 840D

**Bild 4.3:** Spezifikationen der Versuchsmaschine Heller MCi 16

Eine wesentliche Größe zur Bewertung eines Zerspanprozesses stellt die Zerspankraft dar. Um Einflüsse auf die Werkstückqualität aus dem Prozess heraus bewerten zu können, wurden die Zerspankräfte während der Bearbeitung aufgezeichnet. Im folgenden Bild 4.4 sind die Zerspankraftkomponenten für Experiment 4 dargestellt.

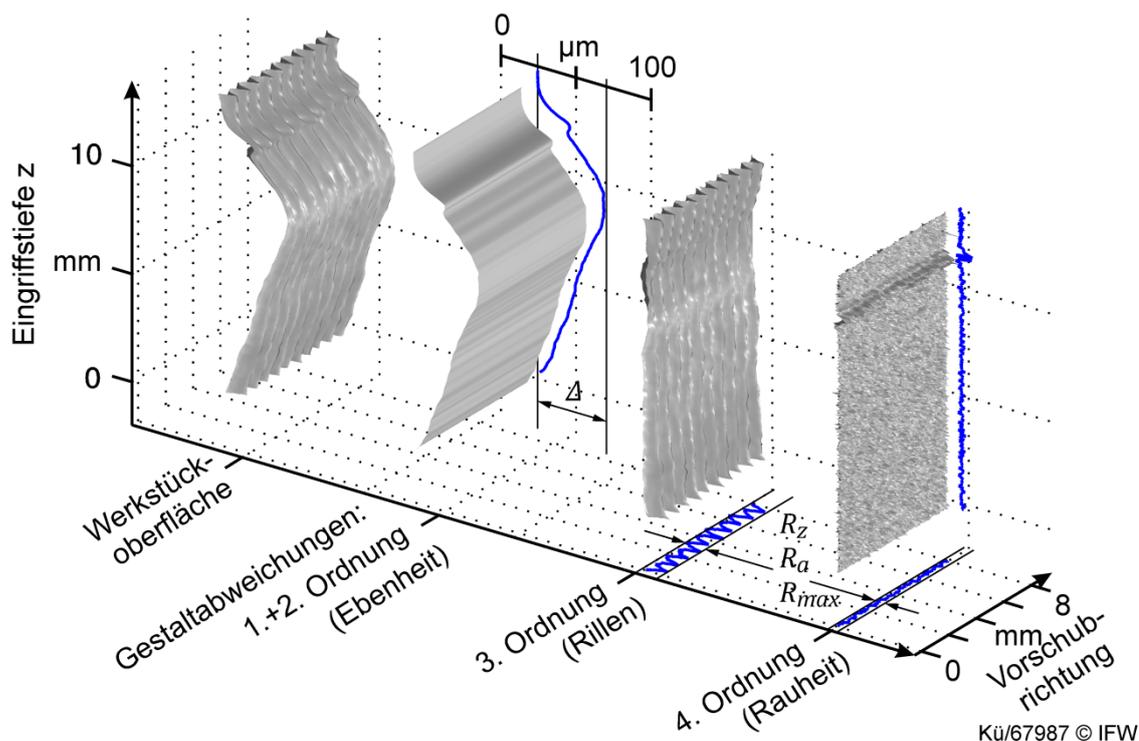


**Bild 4.4:** Gemessene Zerspankraftkomponenten für Experiment 4 (Tabelle 4.1)

Der gezeigte Ausschnitt der Zerspankräfte zeigt die Zerspankraftkomponenten in Vorschub-  $F_f$  und Vorschubnormalenrichtung  $F_{fN}$  sowie die Passivkraft  $F_p$ . Der

dargestellte Signalausschnitt der Kraft entspricht zwei Werkzeugumdrehungen. Aus dem Signalausschnitt lassen sich einzelne Schneideneingriffe erkennen, welche deutlich über eine Werkzeugumdrehung variieren. Die Vorschubkraft  $F_f$  variiert hier nahezu periodisch im Bereich von 180-320 N. Die Vorschubnormalkraft  $F_{fN}$  variiert im Bereich von 100-200 N ebenfalls periodisch über eine Werkzeugumdrehung ( $2\pi$ ). Weiterhin sind die Zerspankräfte von deutlichen Schwingungen höherer Ordnung überlagert. Aus dem Stand des Wissens ist bekannt, dass der Rundlauffehler beim Fräsen eine Modulation der Spannungsdicken über eine Werkzeugumdrehung hervorruft (Kapitel 2.3). Dieser Effekt ist hier aufgrund der geringen Spannungsdicken ( $h < 90 \mu\text{m}$ ) sehr deutlich ausgeprägt. Die überlagerten Schwingungsamplituden in der Zerspankraft resultieren aus der Eigenfrequenz der verwendeten Kraftmessplattform ( $f_{xx} = 2,2 \text{ kHz}$  aus Bild 11.4), welche durch die pulsartigen Zerspankräfte angeregt werden. Durch diesen Einfluss sind die hier untersuchten Schnittgeschwindigkeiten limitiert. Die zur Kraftmessung verwendete Messkette (Bild 11.2) unterliegt einem Messfehler  $f_{ges} < \pm 2,5\%$ .

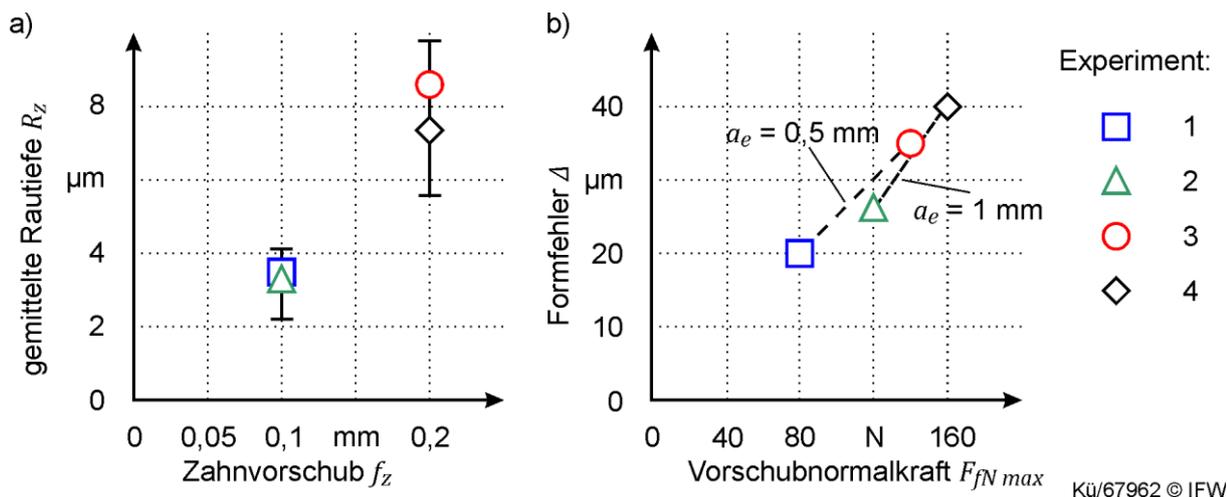
Um die Werkstückoberfläche zu charakterisieren und Einflüsse auf die Werkstückqualität nachweisen zu können, wurde die Oberflächentopographie der Versuchswerkstücke jeweils an einem Ausschnitt ( $14 \times 6 \text{ mm}$ ) der gefrästen Fläche messtechnisch erfasst. Dazu wurde der Ausschnitt mit Hilfe eines konfokalen Laser-Profilometers der Fa. NanoFocus ( $\mu\text{-Scan}$ ) erfasst und ausgewertet. Aus der Messung wurde ein dreidimensionales Oberflächenbild gewonnen, welches in Bild 4.5 links exemplarisch für die Werkstückoberfläche aus Experiment 4 dargestellt ist.



**Bild 4.5:** Oberflächengestalt einer gefrästen Flanke, Zerlegung in die Hauptgestaltabweichungen 1-4. Ordnung (DIN 4760)

Zur Charakterisierung der Oberflächenmerkmale auf der dargestellten Werkstückoberfläche wurde sie in dominante Gestaltabweichungen zerlegt. Dafür wurden zunächst langwellige Formfehler aus den Messwerten gefiltert (Gestaltabweichungen erster und zweiter Ordnung, Tabelle 2.3). Zur Untersuchung der weiteren Gestaltabweichungen wurde der langwellige Formfehler von den Messwerten subtrahiert. Aus dem Rest können mit dem gleichen Verfahren die Gestaltabweichungen dritter und vierter Ordnung voneinander getrennt werden. Die Anteile der Gestaltabweichung sind in Bild 4.5 getrennt dargestellt. Zur Beurteilung der Gestaltabweichungen erster und zweiter Ordnung wird die Ebenheit anhand des maximalen Abstands  $\Delta$  zweier paralleler eingrenzender Ebenen bestimmt (DIN ISO 1101). Die Gestaltabweichungen dritter Ordnung sind hier wesentlich durch Vorschubrillen geprägt und die Gestaltabweichungen vierter Ordnung sind durch eine stochastisch verteilte Oberflächenrauheit geprägt. Diese Merkmale können über die Rauheitskennzahlen  $R_z$ ,  $R_a$  und  $R_{max}$  nach DIN 4768 charakterisiert werden.

Aus dem Stand des Wissens sind bereits unterschiedliche Ursachen für die Entstehung der Gestaltabweichungen bekannt (Tabelle 2.3). Um im Folgenden den Einfluss der Prozessstellgrößen und der Fräserabdrängung auf die Gestaltabweichungen der Werkstückoberfläche nachzuweisen, wurde eine Korrelationsanalyse für die Einfluss- und Gestaltabweichungsparameter durchgeführt. Daraus lassen sich bereits erste Aussagen über systematische Einflüsse auf die Werkstückqualität qualitativ nachweisen. In Bild 4.6 a) wurde die gemessene gemittelte Rautiefe  $R_z$  von Experiment 1-4 den jeweiligen Zahnvorschüben gegenübergestellt. In Bild 4.6 b) ist die maximale Vorschubnormalkraft dem gemessenen Formfehler  $\Delta$  am Werkstück gegenübergestellt.



**Bild 4.6:** Gegenüberstellung der Einfluss- und Wirkgrößen für Experiment 1-4

Zunächst wird der Einfluss der Prozessstellgrößen auf die Oberflächenrauheit in Bild 4.6 a) betrachtet. Gemäß der Gleichung 2.16 zur Berechnung der kinematischen Rauheit hat der Zahnvorschub einen erheblichen Einfluss auf die Oberflächenrauheit beim Fräsen. Die damit ermittelte kinematische Rautiefe für Experiment 1 beträgt

$R_{kin} = 0,5 \mu\text{m}$  und weicht damit deutlich von den hier gewonnenen Messergebnissen ab. Aus Bild 4.5 wird ersichtlich, dass sich die Oberflächenrauheit (Gestaltabweichungen dritter Ordnung) über der Eingriffstiefe verändert. Daher wurden zur Charakterisierung der Oberflächenrauheit mehrere Oberflächenprofile über der Eingriffstiefe aufgenommen und die gemittelten Rautiefen in Form der Streubreite und dem Mittelwert in Bild 4.6 a) angegeben. Die Markierung entspricht dem arithmetischen Mittelwert aus zehn Messungen über der Eingriffstiefe. Die Streubreite der gemessenen kinematischen Rauheit beträgt bis zu 12% bei Experiment 1 und 2 und bis zu 25% bei Experiment 3 und 4. Der Mittelwert der gemessenen Rautiefen steigt über dem Zahnvorschub an. Wie aus Kapitel 2.4.3 hervorgeht, sind vielfältige Einflüsse an der Erzeugung der Oberflächengüte beteiligt. Um die für einen Schlichtfräsprozess relevanten Einflüsse auf die Oberflächengüte eingrenzen und modellbasiert abbilden zu können, sind weitere Untersuchungen notwendig mit denen der Umfang und der notwendige Detaillierungsgrad der Einflussmodelle für eine modellbasierte Bewertung der Oberflächengüte beim Fräsen festgelegt werden kann. Eine isolierte Betrachtung der Einflüsse auf die Oberflächengüte beim Fräsen erfolgt im folgenden Kapitel 4.3.

Aus dem Verlauf der aufgezeichneten Zerspankräfte in Bild 4.4 geht der Einfluss des Rundlauffehlers auf die Zahneingriffskräfte bereits deutlich hervor. Um diesen Einfluss detailliert analysieren zu können, werden im nachfolgenden Kapitel 4.4 Untersuchungen durchgeführt, bei denen der Rundlauffehler am Werkzeug systematisch variiert wird. Für die Identifikation des Rundlauffehlers anhand von Zerspankraftsignalen werden eindeutige Zusammenhänge zwischen der Zerspankraft und den Rundlauffehlerparametern sowie ein eindeutiges Signalmerkmal zur Beschreibung des Rundlauffehlers benötigt.

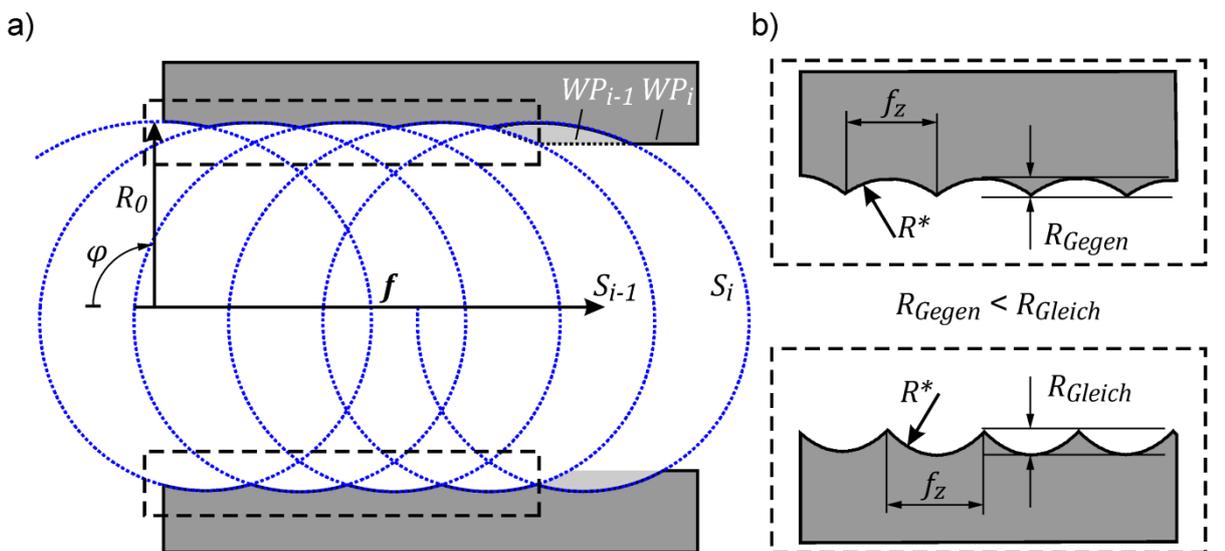
Die Gestaltabweichungen erster und zweiter Ordnung am Werkstück werden durch Fehler in den Führungen der Werkzeugmaschine sowie durch Schwingung oder Durchbiegung der Maschine oder des Werkstückes verursacht (Kapitel 2.4.4). In den Messergebnissen in Bild 4.6 b) zeigt sich eine deutliche Abhängigkeit des Formfehlers am Werkstück von der Höhe der Kraftamplituden in Vorschubnormalrichtung. Hieraus kann auf den Einfluss von elastischen Verformungen im Kraftfluss der Werkzeugmaschine geschlossen werden. Zudem hat die Veränderung der Krafteinleitung durch  $a_e$  einen Einfluss auf den Formfehler (Bild 4.6 b). Aufgrund der signifikanten Formfehler am Werkstück bei den hier durchgeführten Untersuchungen, kann bereits auf die hohe Relevanz dieser Qualitätseinflüsse bei der Fräsbearbeitung geschlossen werden. Zur Quantifizierung systematischer Einflüsse auf den Formfehler für eine spätere Modellbildung sind jedoch weitere, tiefergehende Untersuchungen notwendig, welche die Einflüsse auf den Formfehler isoliert betrachten. Dazu werden in Kapitel 4.5 weitere Untersuchungen durchgeführt.

### 4.3 Untersuchung der Einflüsse auf die Oberflächenqualität

Aus den zuvor durchgeführten Untersuchungen konnte bereits der Einfluss von Prozessstellgrößen und dem Rundlauffehler auf die Erhöhung der Oberflächenrauheit am Werkstück identifiziert werden. Um ein tieferes Verständnis für die Vorgänge und Einflüsse bei der Erzeugung der Werkstückoberfläche beim Fräsen zu ermöglichen, werden die gefundenen Einflussfaktoren nachfolgend isoliert betrachtet.

#### 4.3.1 Einfluss der Prozessstellgrößen auf die Oberflächenqualität

Im Folgenden wird der Einfluss der Prozessstellgrößen auf die kinematische Rauheit beim Fräsen anhand geometrischer Beschreibungsmodelle untersucht. Bisher bekannte analytische Gleichungen zur Beschreibung der kinematischen Oberflächenrauheit weisen nur einen beschränkten Gültigkeitsbereich auf (Kapitel 2.4.3). Hingegen ermöglichen geometrische Modelle für die Oberflächenrauheit eine bessere Abbildung der Eingriffsbedingungen und der Oberflächengenerierung bei der Zerspanung. Geometrische Einflüsse auf die Oberflächengenerierung, wie bspw. Schwingungen und Abdrängungen im Zerspanprozess, können einfach implementiert werden. Im Folgenden wird zur Untersuchungen der Stellgrößeneinflüsse auf die kinematische Oberflächenrauheit beim Fräsen ein geometrisches Modell verwendet. Das folgende Bild 4.7 verdeutlicht die Kinematik der Werkzeugschneiden beim Umfangsfräsen sowie deren Abbildung auf dem Werkstück.



Kü/67932 © IFW

**Bild 4.7:** a) Kinematik der Schneidenbahnen und Oberflächengenerierung  
b) Oberflächenprofil bei der Gleich- und Gegenlaufbearbeitung

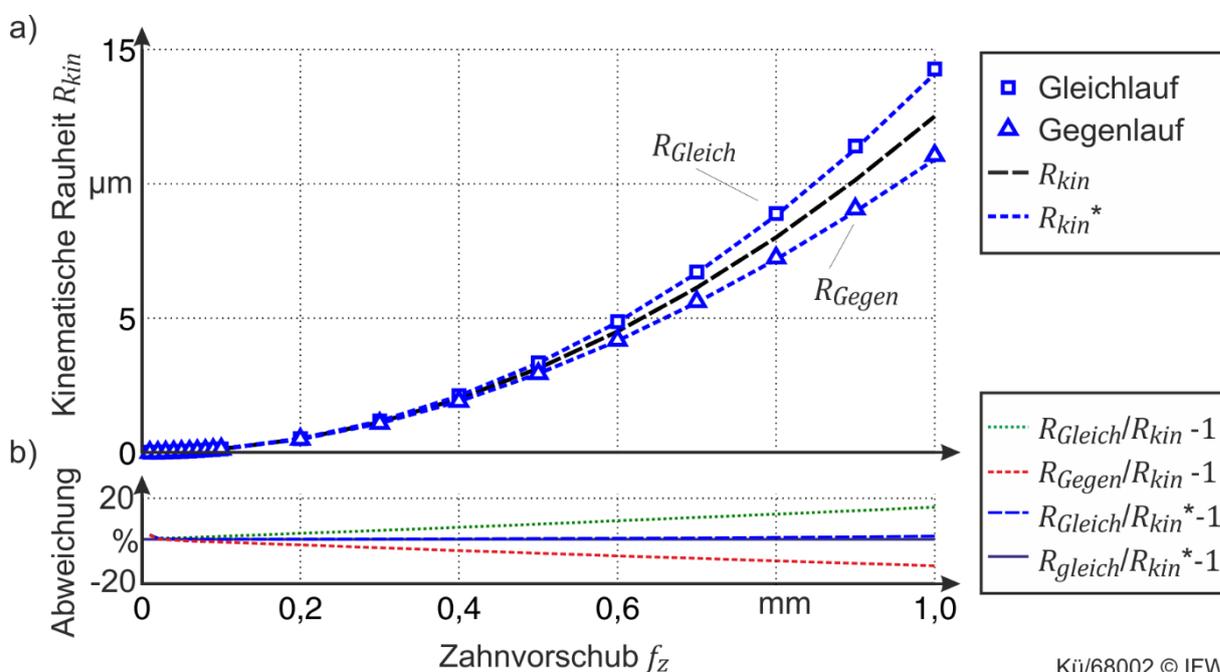
Die Bewegungsbahn der Schneiden beim Fräsen lässt sich mathematisch in Form einer Trochoide beschreiben (Kapitel 2.3.1). Durch die trochoidenförmige Schneidenbahn  $S$  ergibt sich eine Selbstdurchdringung der Bahnen (Bild 4.7 a). Über die mathematische Beschreibung der Schneidenbahnen  $S$  und der Werkstückkontur  $WP$  kann die Entstehung des Oberflächenprofils beim Fräsen systematisch auf Basis eines Geometriemodells untersucht werden. Zur Erzeugung der Werkstückkontur

$WP_i$  werden die beiden Polygone  $S_i$  und  $WP_{i-1}$  im Bereich der Überlappung mittels Boolescher Operationen verschnitten (Bild 4.7 a). Dazu werden die aufeinander folgenden Schneidenbahnen zweier Schneiden  $S_{i-1}$  und  $S_i$  verschnitten und das resultierende Polygon von der Werkstückkontur  $WP_{i-1}$  abgezogen. Diese Operation lässt sich wie folgt formulieren:

$$WP_i = WP_{i-1} \cap \overline{(S_i \cap \overline{S_{i-1}})} \quad (4.1)$$

Bei einer zweidimensionalen Betrachtung lässt sich die resultierende Werkstückkontur als Polygon im Werkstückkoordinatensystem berechnen. Die Berechnung der Werkstückkontur wurde in MATLAB® vorgenommen. Aus der Werkstückkontur wurde die Profiltiefe der Oberflächenkontur über den Abstand der höchsten Profilspitze zum Profiltal bestimmt. In Bild 4.7 a) ist die resultierende Werkstückkontur aus einem Umfangsfräsprozess mit stark überhöhtem Vorschubverhältnis dargestellt ( $f_z / R = 0,5$ ). Betrachtet man die Entstehung der kinematischen Rauheit für das Gleich- und Gegenlauffräsen anhand des mathematischen Modells, so treten unterschiedliche Profiltiefen auf beiden Bearbeitungsseiten auf (Bild 4.7 b).

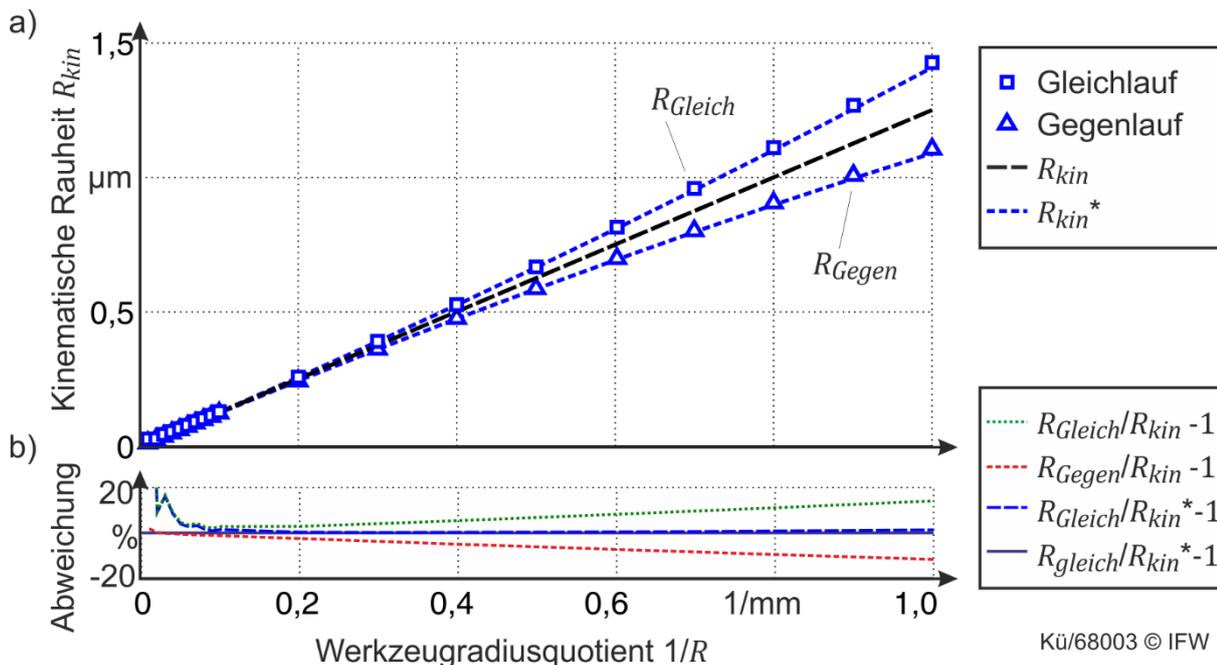
Der Einfluss des Vorschub-Radius-Verhältnis auf die Oberflächengüte beim Fräsen wird im Folgenden systematisch für beide Bearbeitungsrichtungen mit dem zuvor beschriebenen Geometriemodell untersucht. Dafür wurde der Zahnvorschub und der Werkzeugradius variiert und die Oberflächenrauheit auf der Gleich- und Gegenlaufseite berechnet (Bild 4.8 a).



Kü/68002 © IFW

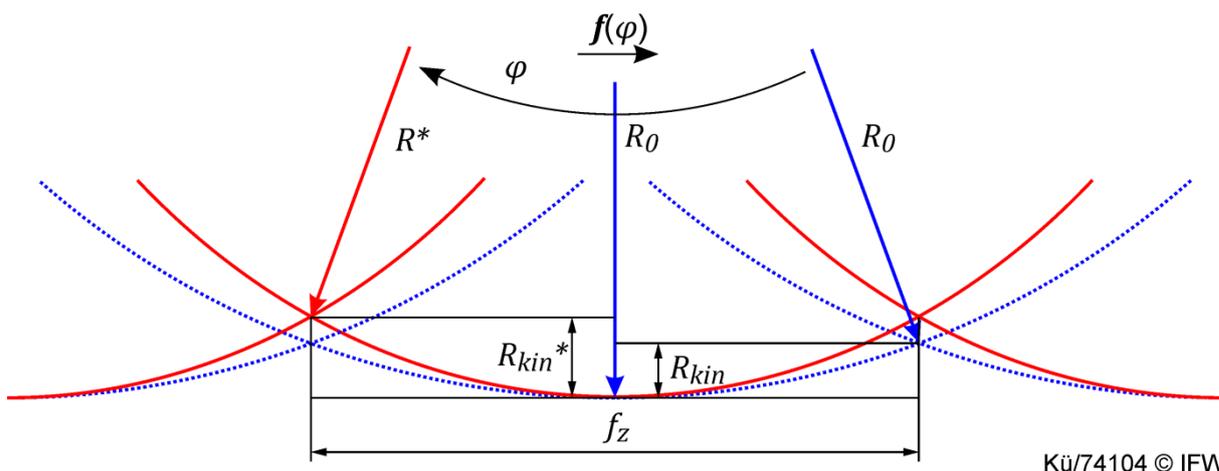
**Bild 4.8:** a) kinematische Rauheit über Zahnvorschub beim Gleich- und Gegenlauffräsen ( $R = 10\text{mm}$ ), b) Abweichung zur analytischen Lösung

Aus den Ergebnissen ist eine zunehmende Abweichung der berechneten Ergebnisse von der kinematischen Rauheit  $R_{kin}$  nach Gleichung 2.16 zu erkennen. Mit dem Modell kann gezeigt werden, dass beim Gleichlaufräsen eine deutlich erhöhte Rauheit und beim Gegenlaufräsen eine gleichermaßen verringerte Rauheit erzeugt wird. Die Abweichung von der kinematischen Rauheit ist in Bild 4.8 b) prozentual angegeben. Die Abweichung steigt linear über den Zahnvorschub an und erreicht bei einem Zahnvorschub von  $f_z = 1$  mm eine Abweichung von 19%. Im folgenden Bild 4.9 sind die Berechnungsergebnisse für unterschiedliche Werkzeugradien aufgeführt:



**Bild 4.9:** a) Einfluss des Werkzeugradius auf die Rauheit beim Gleich- und Gegenlaufräsen ( $f_z = 0,1$  mm), b) Abweichung zur analytischen Lösung

Auch hierbei ergeben sich deutliche Abweichungen von der theoretischen Rautiefe  $R_{kin}$ , nach Gleichung 2.16, für das Gleich- und Gegenlaufräsen. Die Abweichung hängt linear von dem reziproken Werkzeugradius ab (Bild 4.9 b). Im Folgenden wird die Näherungslösung für die Berechnung der kinematischen Rauheit auf Basis der Erkenntnisse aus den Untersuchungen für die Gleichlauf- bzw. Gegenlaufbearbeitung erweitert. Dafür wird die Näherungslösung nach Gleichung 2.16 verwendet. Wie in Bild 4.7 a) deutlich wird, prägt sich die trochoidale Schneidenbahn in der Oberflächengeometrie ab. Für die Berechnung der kinematischen Rautiefe mit Gleichung 2.16 wird die Schneidenbahn als Kreisbahn mit konstantem Radius angenommen. Aus der Abbildung der Trochoidenbahn am Werkstück (Bild 4.7 b) ergeben sich Kurvenabschnitte mit einem gestauchtem oder gestrecktem Kurvenradius. Tatsächlich wird die Schneidenbahn durch die Vorschubbewegung verzerrt und der resultierende Kurvenradius der Schneide verändert sich über der Werkzeugumdrehung. Dieser Einfluss auf die kinematische Rautiefe  $R_{kin}$  ist im folgenden Bild 4.10 für die Gleichlaufseite verdeutlicht.



**Bild 4.10:** Einfluss der Schneidenbahnen auf die kinematische Rautiefe beim Fräsen

Bei der hier dargestellten Gleichlaufbearbeitung wird die Schneidenbahn gestaucht. Dadurch erhöht sich die resultierende Profiltiefe  $R_{kin}^*$  gegenüber der Profiltiefe einer Kreisbahn  $R_{kin}$ . Hieraus resultieren die Abweichungen  $R_{kin}$  in den Ergebnissen von Bild 4.8 a) und Bild 4.9 a). Um diesen Effekt in einer analytischen Gleichung abzubilden, wird die Gleichung 2.16 um den variablen Kurvenradius  $R^*$  ergänzt:

$$R_{kin}^* = R_0 - \sqrt{R^{*2} - \frac{f_z^2}{4}} \quad (4.2)$$

Der variable Kurvenradius  $R^*$  lässt sich aus dem Kosinussatz aus dem Vorschub und dem nominellen Werkzeugradius  $R_0$  berechnen (Bild 4.10):

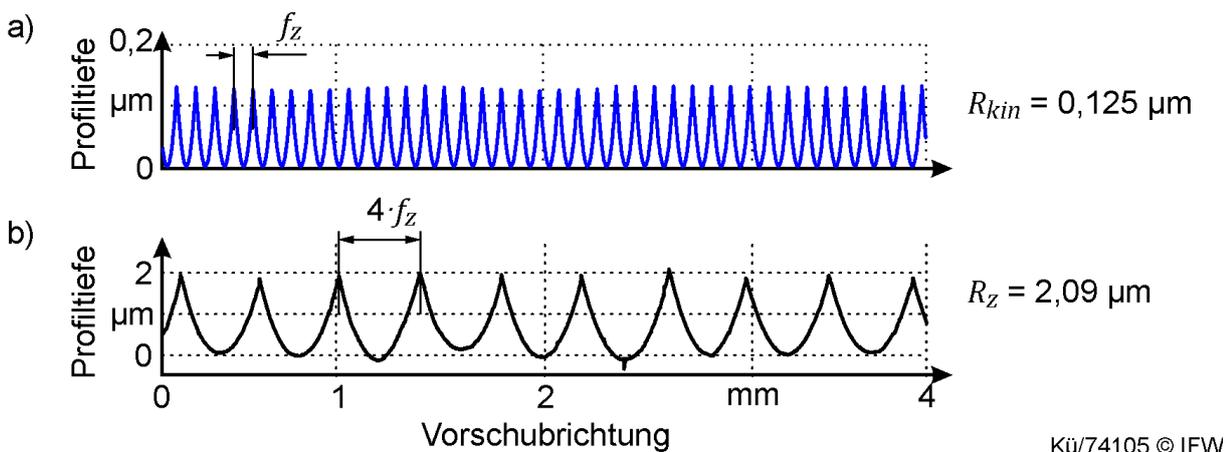
$$R^* = \sqrt{\left(\frac{f}{2}\right)^2 + R_0^2 - R_0 \cdot f \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} \pm \frac{\varphi}{2}\right)} \quad (4.3)$$

$$f = f_z \cdot n \cdot \frac{\varphi}{2\pi} \quad (4.4)$$

$$\varphi \approx \frac{f_z}{R_0} \quad (4.5)$$

Für die Berechnung des variablen Kurvenradius  $R^*$  muss der Rotationswinkel  $\varphi$  über ein Bogenmaß angenähert werden. Dem Einfluss der Bearbeitungsrichtung wird durch eine Phasenverschiebung um  $\pi/2$  Rechnung getragen. Der erweiterte Ansatz zur Berechnung der richtungsabhängigen kinematischen Rauheit  $R_{kin}^*$  zeigt eine hohe Übereinstimmung mit der modellbasierten Lösung aus Bild 4.8 und Bild 4.9. Der entwickelte Ansatz nach Gleichung 4.2 reduziert die Abweichung von der numerischen Lösung auf unter 2%.

Das hier verwendete Geometriemodell ermöglicht eine präzise Betrachtung der Einflüsse der Prozessstellgrößen auf das Oberflächenprofil. Dadurch konnte eine verbesserte Näherungslösung zur Berechnung der kinematischen Rautiefe beim Fräsen gefunden werden, mit welcher der Einfluss der Bearbeitungsrichtung abgebildet werden kann. Die rein geometrische Betrachtung der Einflüsse auf die Oberflächengüte reicht jedoch nicht aus, um die aus dem realen Fräsprozess resultierende Oberflächengüte abzubilden. Im folgenden Bild 4.11 ist das mit dem Geometriemodell berechnete Oberflächenprofil einem gemessenen Profilschnitt der Werkstückoberfläche von Experiment 2 (Tabelle 4.1) gegenübergestellt.



**Bild 4.11:** Gegenüberstellung a) des berechneten und b) des gemessenen Oberflächenprofils von Experiment 2 ( $f_z = 0,1 \text{ mm}$ )

Das berechnete Oberflächenprofil in Bild 4.11 a) ist entsprechend dem Zahnvorschub durch einen Rillenabstand von  $0,1 \text{ mm}$  geprägt. Hieraus ergibt sich eine kinematische Rautiefe von  $R_{kin} = 0,125 \mu\text{m}$ . Das gemessene Oberflächenprofil in Bild 4.11 b) unterscheidet sich jedoch deutlich im Betrag und dem Rillenabstand von der berechneten Oberfläche. Hier treten Rillenabstände von  $4 \cdot f_z$  auf und es ergibt sich eine gemittelte Rautiefe von  $R_z = 2,09 \mu\text{m}$ . Trotz derselben geometrischen Stellgrößen im Modell und im Prozess tritt auf der gemessenen Werkstückoberfläche ein 4-fach höherer Rillenabstand sowie eine deutlich erhöhte Rauheit gegenüber Bild 4.11 a) auf. Gemäß dem quadratischen Einfluss des Zahnvorschubs (Gleichung 2.16) kommt es beim 4-fachen Zahnvorschub zu einer 16-fach höheren Rautiefe  $R_z$ .

Aus der Gegenüberstellung der kinematischen Rauheit und der gemessenen Oberflächenrauheit lässt sich die Relevanz der zu betrachtenden Einflüsse verdeutlichen. Gegenüber dem geringen Einfluss der Prozessstellgrößen (Bild 4.8 b) führen weitere Einflüsse aus dem Zerspanprozess zu einer signifikanten Erhöhung der Oberflächenrauheit am Werkstück. Bei der Oberflächengenerierung sind eine Vielzahl von unterschiedlichen Einflüssen beteiligt (Kapitel 2.4.3). Nachfolgend wird der Einfluss des Rundlauffehlers am Fräswerkzeug betrachtet.

### 4.3.2 Einfluss des Rundlauffehlers auf die Oberflächenqualität

Aus dem vorherigen Kapitel geht hervor, welchen Einfluss die Schneidenbahnen auf die Generierung des Oberflächenprofils am Werkstück ausüben. Neben der prozessbedingten Relativbewegung der Schneiden wirken sich jedoch auch jegliche Positionierungsfehler der Werkzeugmaschine auf die Schneidenbahnen und damit auf die resultierende Oberflächengüte aus. Um den Einfluss dieser Abweichungen auf den Werkzeugrundlauf und die Oberflächenqualität aufzudecken, wurde der Rundlauf des verwendeten Versuchswerkzeugs aus Tabelle 4.1 vermessen. Gemäß Bild 2.7 ergibt sich die Rundlaufabweichung aus den Form- und Lageabweichungen des Werkzeugs, des Werkzeughalters und der Werkzeugmaschinenspindel. Zur Ermittlung der Rundlaufanteile der Komponenten wurden Messungen an der Spindel, dem Werkzeughalter und dem Fräswerkzeug durchgeführt:

**Tabelle 4.2:** Rundlauf der Komponenten des Fräswerkzeugs aus Tabelle 4.1:

Rundlauffehler	$\rho$ [ $\mu\text{m}$ ]	$\lambda$ [ $^\circ$ ]
Werkzeugschneide Bezug D (Werkzeugschaft)	15	110
Werkzeughalter Bezug B (HSK)	4	150
Spindel Bezug A (Gestell)	2	90
Gesamtrundlauf Schneiden Bezug A (Gestell)	19	30

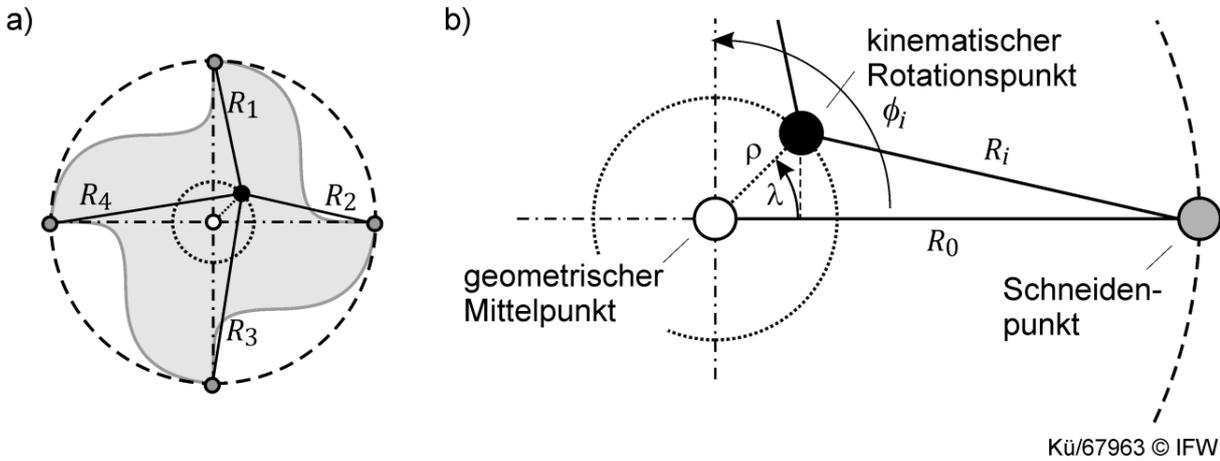
Um den Einfluss der Werkzeuggestalt quantifizieren und bewerten zu können, wurde das für die Untersuchungen verwendete Fräswerkzeug aus Kapitel 4.2 auf einer Messmaschine untersucht. Im Anhang dieser Arbeit befindet sich ein Auszug aus dem Messprotokoll (Kapitel 11.1). Der verwendete Schaftfräser weist Fertigungsungenauigkeiten im Bereich  $15 \mu\text{m}$  (Schneide zu Schaft) auf. Dies stimmt mit den Herstellerangaben der Fa. GARANT überein. Der Rundlauf des verwendeten Werkzeughalters liegt bei  $4 \mu\text{m}$ . Mittels eines Prüfdorns mit HSK 63 Aufnahme wurde der Spindelrundlauf der Werkzeugmaschine vermessen. Dieser liegt im Bereich  $<2 \mu\text{m}$ . Um den Werkzeugrundlauf in der Werkzeugmaschine zu beurteilen, wurde das Fräswerkzeug zudem in der Spindel mit dem in Kapitel 11.3 beschriebenen Verfahren vermessen. Hiermit konnte ein Gesamtrundlauf der Werkzeugschneiden von  $19 \mu\text{m}$  nachgewiesen werden. Der Gesamtrundlauffehler entspricht der vektoriellen Summe aller Rundlaufanteile der Komponenten aus Tabelle 4.2.

$$\rho_{ges} = \sqrt{\delta_u^2 + \delta_v^2} \quad (4.6)$$

$$\lambda_{ges} = \tan\left(\frac{\delta_v}{\delta_u}\right) \quad (4.7)$$

$$\delta_u = \sum_{i=1}^{Anz} \rho_i \cdot \sin(\lambda_i); \quad \delta_v = \sum_{i=1}^{Anz} \rho_i \cdot \cos(\lambda_i) \quad (4.8)$$

Im Folgenden wird der Einfluss des Rundlauffehlers auf die Oberflächengüte untersucht. Durch die Fehlstellung des Werkzeugs zur Rotationsachse ergeben sich individuelle Radien für jede Schneide. Der Rotationskreisradius  $R_i$  der Schneide  $i$  lässt sich mit der Kenntnis der Rundlauffehlerparameter grafisch ermitteln.



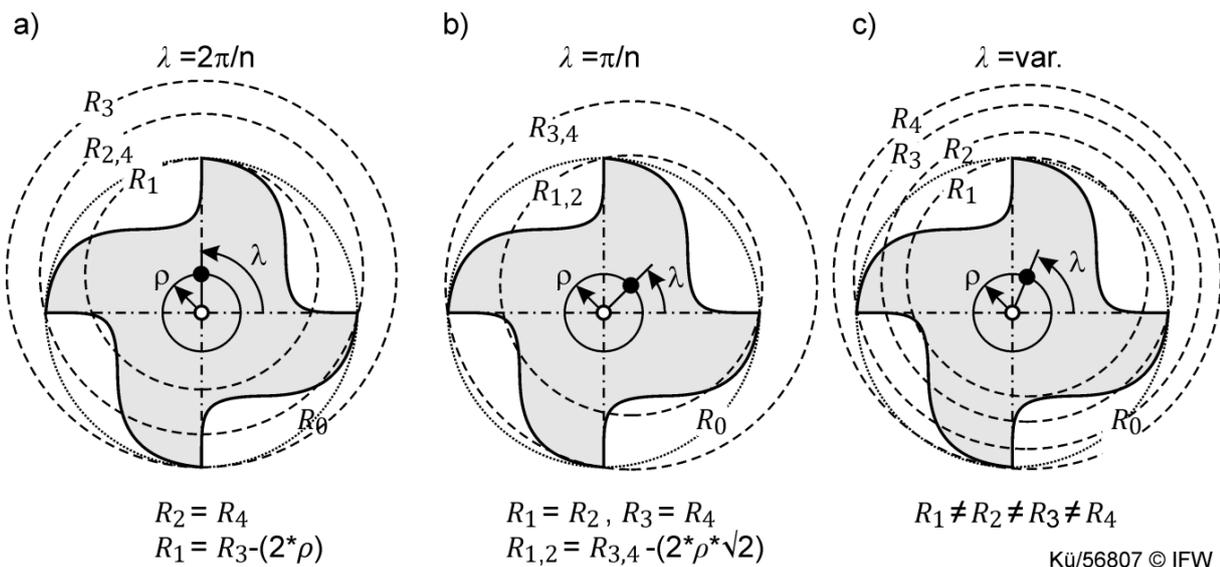
Kü/67963 © IFW

**Bild 4.12:** Bestimmung der Rotationskreisradien am Werkzeug im Rundlauffehlerfall

Aus der grafischen Betrachtung in Bild 4.12 lässt sich mit Hilfe des Kosinussatzes der folgende Zusammenhang herleiten:

$$R_i = f(\rho, \lambda) = \sqrt{R_0^2 - 2R_0\rho \cdot \cos(\lambda - \phi_i) + \rho^2} \quad (4.9)$$

Wobei  $R_0$  den Nennradius des Werkzeugs,  $\phi_i$  den Teilungswinkel des Werkzeugs nach Gleichung 2.3,  $\rho$  den Rundlauffehlerbetrag und  $\lambda$  die Rundlauffehlerlage bezeichnet. Je nach Lage des Rundlauffehlers ergeben sich unterschiedliche Verteilungen der Rotationskreisradien. Dies ist im folgenden Bild für einen Schaftfräser mit vier Schneiden für unterschiedliche Rundlauffehlerlagen verdeutlicht:



$$R_2 = R_4$$

$$R_1 = R_3 - (2 \cdot \rho)$$

$$R_1 = R_2, R_3 = R_4$$

$$R_{1,2} = R_{3,4} - (2 \cdot \rho \cdot \sqrt{2})$$

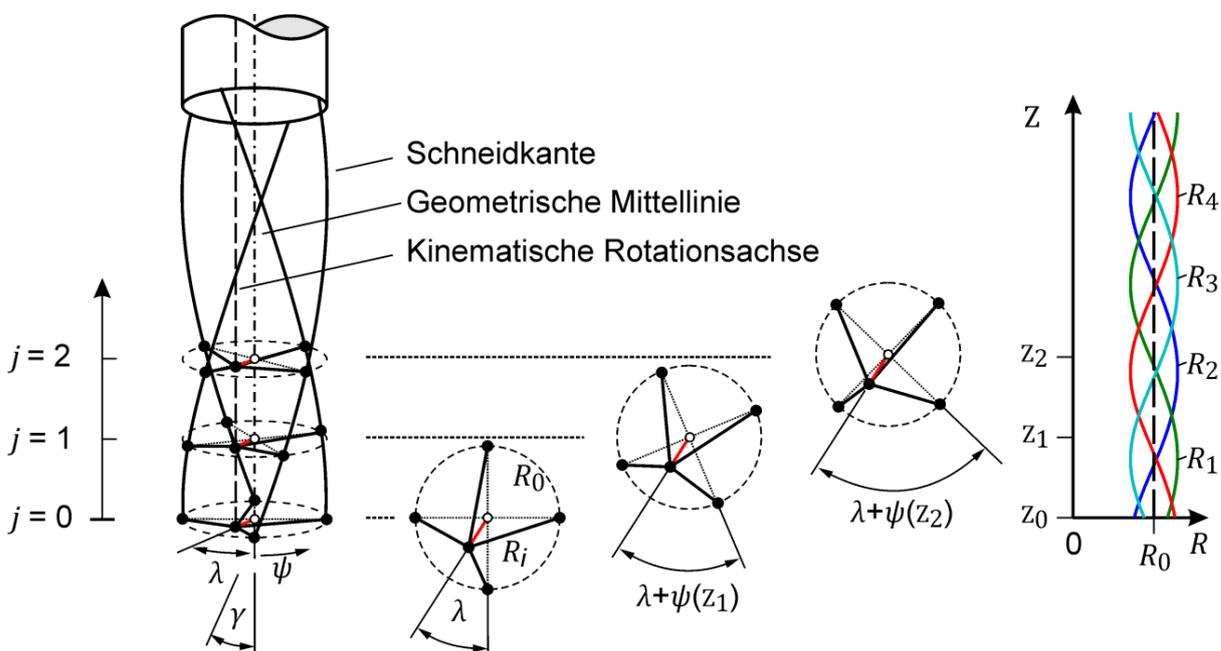
$$R_1 \neq R_2 \neq R_3 \neq R_4$$

Kü/56807 © IFW

**Bild 4.13:** Einfluss des Rundlauffehlers auf die Rotationskreisradien der Schneiden

Die Systematik der Rotationskreisbildung lässt sich aufgrund der punktsymmetrischen Gestalt des Werkzeugs in drei charakteristische Bereiche einteilen. Am Beispiel des Vierschneiders aus Bild 4.13 ergeben sich über einen Winkelbereich von  $45^\circ$  drei verschiedene Fälle. Ist die Rundlauffehlerlage genau auf eine Schneide ausgerichtet (Bild 4.13 a), dann ist diese Schneide um  $\rho$  zurückgesetzt und die gegenüberliegende Schneide steht um den gleichen Betrag hervor. Die Rotationskreisradien der anderen Schneiden haben denselben Betrag. Liegt die Rundlauffehlerlage auf der Winkelhalbierenden des Teilungswinkels der Schneiden (Bild 4.13 b), ergeben sich gleiche Rotationskreisradien  $R_i$  für die beiden benachbarten und gleiche für die beiden gegenüberliegenden Schneiden. Die Differenz der beiden Radien ergibt sich über die Winkelbeziehung der Schneiden und kann mit dem Zusammenhang in Bild 4.13 b) berechnet werden. Für alle Winkelstellungen  $0^\circ < \lambda < \pi/n$  ergeben sich gemäß Gleichung 4.9 individuelle Rotationskreisradien  $R_i$  für jede Schneide (Bild 4.13 c).

Die beschriebenen theoretischen Zusammenhänge zur Bildung der Rotationskreisradien sind jedoch nur für ein Scheibensegment auf einer Höhe der Werkzeugachse gültig. Für alle Fräswerkzeuge mit einem Spiralwinkel  $\gamma > 0^\circ$  muss der Spiralwinkel der Schneiden in die Berechnung der Rotationskreisradien mit einbezogen werden, da sich über die Höhe des Werkzeugs die relative Lage der Schneiden gegenüber der Rundlauffehlerlage ändert. Dieser Effekt ist im folgenden Bild 4.14 dargestellt.



Kü/67906 © IFW

**Bild 4.14:** Einfluss des Spiralwinkels auf die Lage des Rundlauffehlers und die Rotationskreisradien  $R_i$

Aus der Darstellung in Bild 4.14 geht der deutliche Einfluss des Schneidendrallwinkels  $\gamma$  auf die Rundlauffehlerlage hervor. Demnach muss dies bei der Berechnung der Rotationskreisradien berücksichtigt werden. Dafür wird das

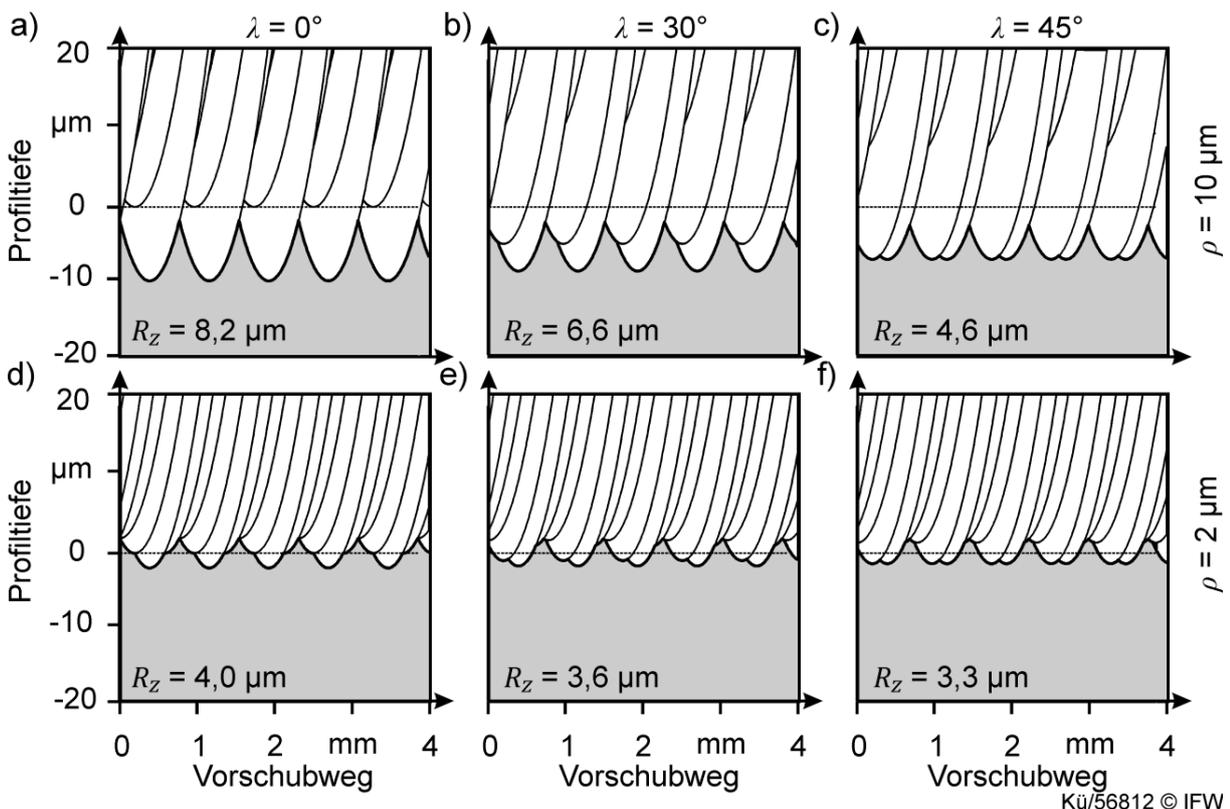
Werkzeug in  $m$  Höhensegmente diskretisiert. Der Rotationskreisradius  $R_{ij}$  der Schneide  $i$  für das Höhensegment  $j$  berechnet sich über der Höhe des Werkzeugs  $Z$  mit Hilfe des Schneidenpostionswinkels  $\psi_j$  (aus Gleichung 2.4) zu:

$$R_{ij} = f(z_j, \rho, \lambda) = \sqrt{R_0^2 - 2R_0\rho \cdot \cos(\lambda - \phi_i - \psi_j) + \rho^2} \quad (4.10)$$

Die Form und Lage des Rundlauffehlers des Werkzeugs hat einen erheblichen Einfluss auf die resultierende Schneidenbahn  $S$ . Um den Einfluss des Rundlauffehlers auf die resultierende Oberflächengüte bewerten zu können, wird im Folgenden der Einfluss des Rundlauffehlers auf die Schneidenbahn untersucht. Dafür wird Gleichung 2.2 um variable Rotationskreisradien  $R_{ij}$  erweitert:

$$Sr_{ij}(t) = \begin{bmatrix} -R_{ij} \cdot \cos(\varphi(t) - \phi_{ij} - \psi_j) \\ R_{ij} \cdot \sin(\varphi(t) - \phi_{ij} - \psi_j) \end{bmatrix} \quad (4.11)$$

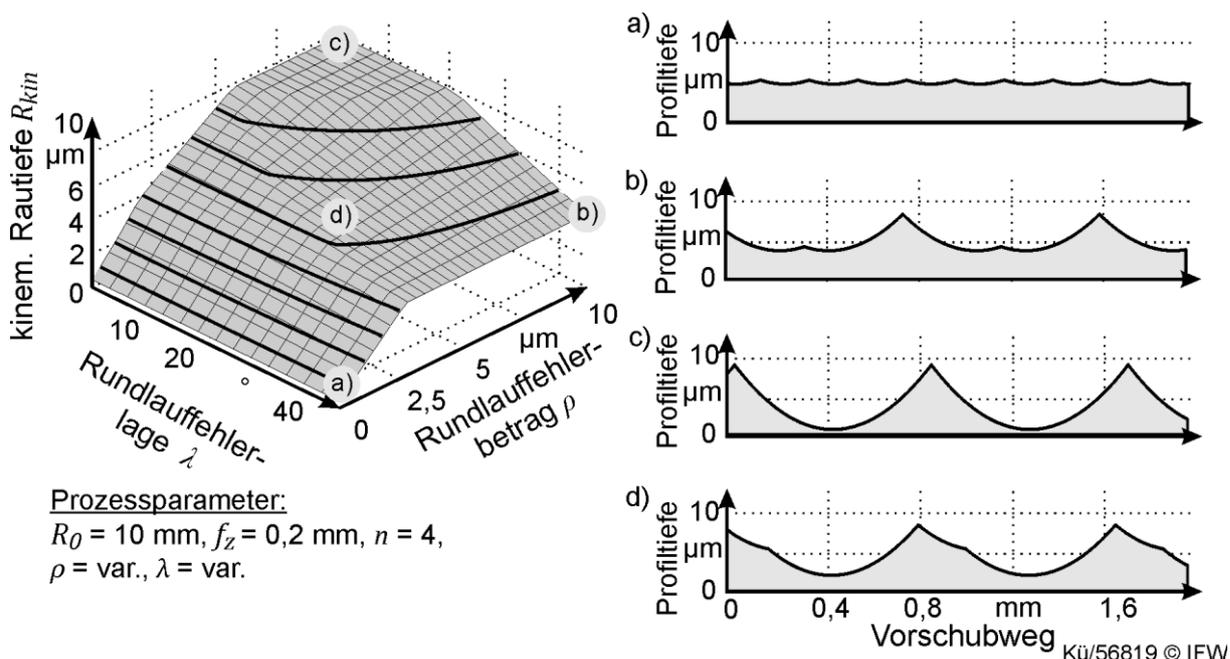
Durch diese Erweiterung lässt sich nun der Einfluss des Rundlauffehlers am Werkzeug auf die kinematische Rauheit am Werkstück untersuchen. Dafür wird die Werkstückgestalt nach Gleichung 4.1 für verschiedene Kombinationen des Rundlauffehlers berechnet und die Profiltiefe der resultierenden Werkstückkontur  $WP$  ausgewertet (Bild 4.7 b). Die Prozessparameter wurden entsprechend Experiment 4 aus Tabelle 4.1 gewählt. Im folgenden Bild 4.15 sind die berechneten Oberflächenprofile für verschiedene Rundlauffehlerparameter dargestellt.



**Bild 4.15:** Einfluss von Rundlauffehlerbetrag und -lage auf das Oberflächenprofil

Das resultierende Oberflächenprofil in Vorschubrichtung weist die für Fräsprozesse charakteristischen Vorschubrillen auf. Das Rillenprofil weist jedoch keine Periodizität von  $f_z$  (Bild 4.7 b), sondern eine Periodizität des Vielfachen des Zahnvorschubs  $f_z$  auf. Die Oberflächenprofile in Bild 4.15 sind in einer Matrix angeordnet, in welcher der Rundlauffehlerbetrag zeilenweise konstant bleibt und die Rundlauffehlerlage spaltenweise konstant gehalten wird. Durch diese Darstellung kann der Einfluss von Rundlauffehlerlage und -betrag getrennt betrachtet werden. Der Einfluss des Rundlauffehlerbetrages zeigt sich durch den vertikalen Vergleich der Oberflächenprofile in Bild 4.15. Durch die Erhöhung des Rundlauffehlerbetrags kommen einige Schneiden nicht mehr mit der entstandenen Werkstückoberfläche in Kontakt. In diesem Fall (bspw. Bild 4.15 a) wird die Werkstückoberfläche durch den Kontakt mit einer einzigen Werkzeugschneide erzeugt. Die Vorschubrillen liegen dort in einem Abstand von  $4 \cdot f_z$  entfernt und die gemittelte Rautiefe verdoppelt sich gegenüber d). Durch die Veränderung der Rundlauffehlerlage auf den halben Teilungswinkel der Schneiden ( $\lambda = 45^\circ$ ) verändert sich das Oberflächenmuster ebenfalls deutlich. Die Oberfläche wird dann durch zwei benachbarte Schneiden erzeugt. Hierdurch verringert sich die gemittelte Rautiefe  $R_z$  um fast 50% bei gleichem Rundlauffehlerbetrag (Bild 4.15 a) zu c).

Im Folgenden wird die Systematik des Rundlauffehlers auf Basis einer detaillierten Parameterstudie charakterisiert und anschließend anhand der gemessenen Oberflächenkontur von Experiment 4 aus Kapitel 4.2 verifiziert. Dafür wurden die Rundlauffehlerparameter vollfaktoriell variiert und die resultierende gemittelte Rautiefe rechnerisch ermittelt. Es ergibt sich die folgende zweidimensionale Abhängigkeit der gemittelten Rautiefe über dem Rundlauffehlerbetrag und der -lage:



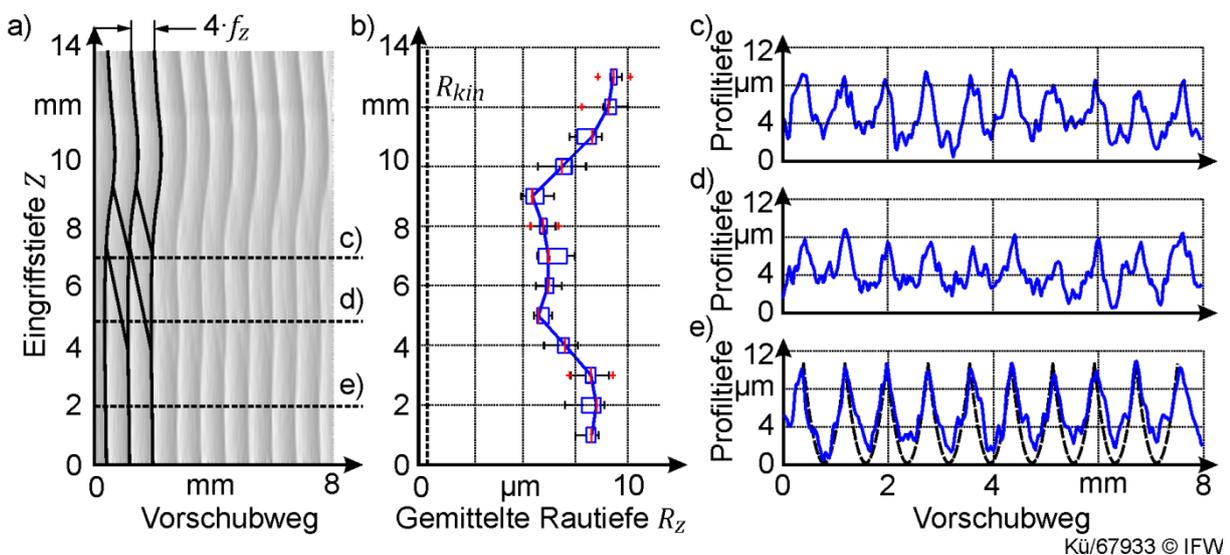
**Bild 4.16:** Vollfaktorielle Berechnung der kinematischen Rautiefe und der Oberflächenprofile über den Rundlauffehlerparametern für Experiment 4

Der Funktionsverlauf zeigt deutliche Unstetigkeiten sowohl über der Rundlauffehlerlage sowie über den Rundlauffehlerbetrag. Um die Systematik des Rundlauffehlers aus dem komplexen Funktionsverlauf in Bild 4.16 besser zu verstehen, wurden markante Punkte ausgewählt und analysiert:

An Punkt a bei einem Rundlauffehlerbetrag  $\rho = 0 \mu\text{m}$  ist die Rautiefe unabhängig von der Rundlauffehlerlage und kann über Gleichung 2.16 beschrieben werden. Wird ausgehend von Punkt a der Rundlauffehlerbetrag erhöht, dann wird ein lokales Maximum des Funktionsverlaufes bei Punkt b erreicht. Das Oberflächenprofil an diesem Punkt (Bild 4.16 b) weist deutlich auseinander gezogene Profilspitzen auf. Die gemittelte Rautiefe steigt gegenüber Punkt a um das Neunfache durch die Erhöhung des Rundlauffehlerbetrages an.

Wird ausgehend von Punkt b der Rundlauffehlerbetrag weiter gesteigert oder wird die Rundlauffehlerlage verändert, dann wird ein Plateau mit der maximalen Rautiefe bei Punkt c erreicht. Im Oberflächenprofil c ist nur noch eine einzige Schneide für die Oberflächenerzeugung verantwortlich (Bild 4.16 c). Hier nimmt die gemittelte Rautiefe ihr globales Maximum ein. Durch vierfach erhöhten Rillenabstand steigt die kinematische Rauheit auf das 16-fache ihres Ausgangswertes von Punkt a an. Für den Punkt d ergibt sich je nach Kombination der Rundlauffehlerparameter eine individuelle Profiltiefe, die zwischen der idealen kinematischen Rauheit (Punkt a) und einem Vielfachen dieses Wertes (Punkt c) liegt.

Um die modellbasierten Untersuchungen und die daraus abgeleiteten Erkenntnisse in der Realität nachzuweisen, wird die Werkstückoberfläche aus Experiment 4 (Tabelle 4.1) den hier betrachteten Rauheitsprofilen gegenübergestellt. Der Einfluss des Rundlauffehlers auf die Oberflächengüte lässt sich in Bild 4.17 anhand von Mikroskopieaufnahmen und Rauheitskennwerten aus Experiment 4 nachweisen.



**Bild 4.17:** Untersuchung der Oberflächentopographie aus Experiment 4: a) Verlauf der Vorschubrillen, b) vertikaler Verlauf der Rautiefe, c-e) gemessene Oberflächenprofile, e) Gegenüberstellung mit Berechnung aus Bild 4.16 c)

Aus der Mikroskopieaufnahme in Bild 4.17 a) sind deutlich die durch den Umfangsfräsprozess verursachten markanten Vorschubrillen zu erkennen. Die Vorschubrillen weisen einen Abstand von  $4 \cdot f_z$  auf und zeugen damit vom Einfluss des Rundlauffehlers (Bild 4.16 c). Die Oberflächenrauheit sollte eine theoretische kinematische Rauheit (Gleichung 2.16) von  $R_{kin} = 0,5 \mu\text{m}$  aufweisen. Wie in Bild 4.17 b) zu erkennen ist, wird dieser Wert in der Messung deutlich überschritten. In Bild 4.17 a) ist ein Verlaufen der Vorschubrillen über der Eingriffstiefe des Werkzeugs zu erkennen. Dies zeigt sich ebenfalls in dem Verlauf der Rautiefe über der Eingriffstiefe in Bild 4.17 b). In diesem Bereich ist eine Abflachung der Rauheitsspitzen und ein Rückgang der Rautiefe zu beobachten. Auch dieser Effekt konnte über die systematische Untersuchung in Bild 4.16 durch die Verschiebung der Rundlauf Fehlerlage belegt werden (Bild 4.16 c und b). In Bild 4.17 e) ist das gemessene Oberflächenprofil dem Berechnungsergebnis aus Bild 4.16 c) gegenübergestellt. Hieraus lässt sich eine qualitative Übereinstimmung der Profilhöhen und des Profilsitzenabstandes erkennen. In den Profiltälern kommt es jedoch zu Abweichungen vom berechneten Oberflächenprofil aufgrund der Trennrauheit auf der Werkstückoberfläche. Diese kann prinzipbedingt vom entwickelten geometrischen Modell nicht abgebildet werden. Es lässt sich hieraus jedoch der dominante Einfluss des Rundlauffehlers auf das Oberflächenprofil am Versuchswerkstück nachweisen.

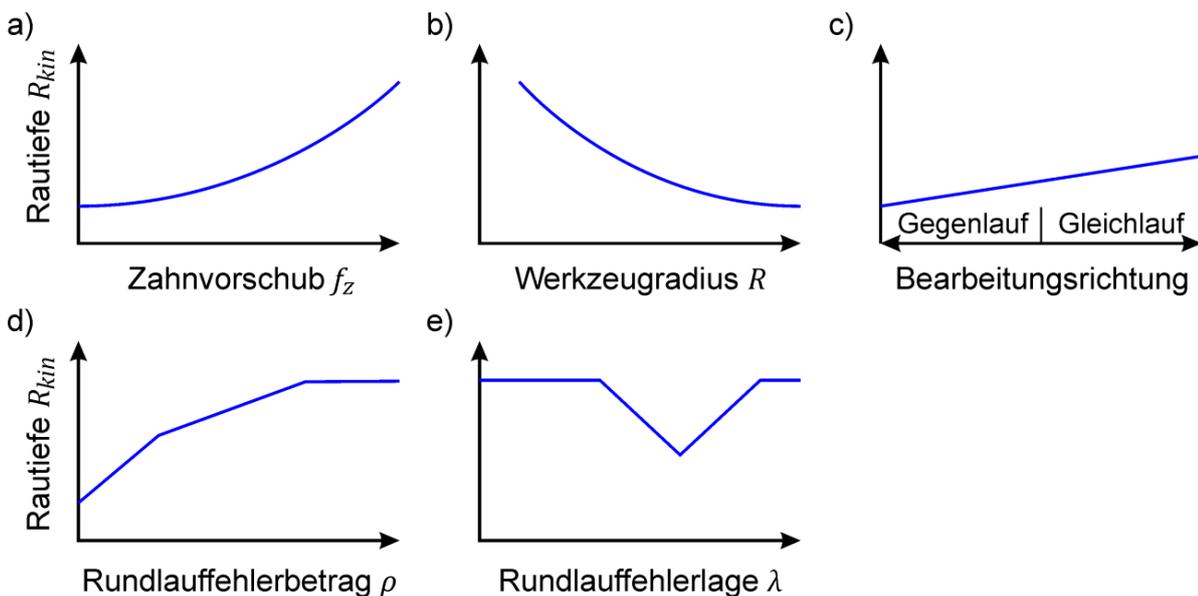
### Fazit

Aus den in diesem Kapitel durchgeführten Untersuchungen konnte bereits der systematische Einfluss des Werkzeugradius, des Zahnvorschubs der Bearbeitungsrichtung sowie des Rundlauffehlers nachgewiesen werden. Damit können systematische Einflüsse auf die Werkstückqualität abgeleitet werden (Anforderung 7 aus Kapitel 3). Die wesentlichen Ergebnisse werden im Folgenden noch einmal zusammengefasst.

In Kapitel 4.3.1 wurde gezeigt, wie sich die kinematischen Eingriffsverhältnisse auf die Oberflächenrauheit des Werkstücks auswirken. Hierbei weisen der Werkzeugradius, der Zahnvorschub und die Bearbeitungsrichtung einen deutlichen Einfluss auf die Rautiefe an der Werkstückoberfläche auf. Die gefundenen systematischen Abhängigkeiten sind in Bild 4.18 a)-c) qualitativ wiedergegeben. Durch eine modellbasierte Betrachtung der Trochoidenbahn konnte der Einfluss der Bearbeitungsrichtung auf die Rautiefe charakterisiert werden (Bild 4.18 c).

In Kapitel 4.3.2 wurde der Einfluss von kinematischen Fehlstellungen der Schneiden am Beispiel des Rundlauffehlers systematisch untersucht. Hier konnte der systematische Einfluss der Rundlauffehlerparameter auf die kinematische Oberflächenrauheit nachgewiesen werden. Der Rundlauffehlerbetrag führt zu einer deutlichen Erhöhung der kinematischen Rautiefe des Oberflächenprofils. Der Anstieg stagniert jedoch, sobald eine Periodizität der Vorschubmarken von  $n \cdot f_z$  erreicht wurde (Bild 4.18 d). Die Lage des Rundlauffehlers bestimmt ebenfalls das resultierende Oberflächenprofil. Durch die Verschiebung der Rundlauffehlerlage bis zur Hälfte des

Schneideteilungswinkels sinkt die kinematische Rautiefe deutlich ab. Danach steigt die Rautiefe wieder bis zum Anfangswert an (Bild 4.18 e).



Kü/74106 © IFW

**Bild 4.18:** Einflussgrößenmatrix für die kinematische Rautiefe beim Fräsen

Eine spanend bearbeitete Oberfläche weist Anteile der oben beschriebenen Einflüsse in unterschiedlicher Ausprägung auf. Bei der Prozessauslegung werden jedoch häufig nur kinematische Einflüsse (Bild 4.18 a-c) berücksichtigt, die im Vergleich zu den anderen Einflüssen einen geringen Einfluss auf die Oberflächenrauheit haben (Bild 4.11). Der Rundlauffehler am Werkzeug führt bei den durchgeführten Untersuchungen zu einer vielfachen Überschreitung der theoretischen kinematischen Rauheit nach Gleichung 2.16 (Bild 4.17 b). Bislang fehlen jedoch Methoden, um die Rundlauffehlerparameter aus dem Prozess heraus zu identifizieren und hinsichtlich der Oberflächenqualität bewerten oder prognostizieren zu können (Anforderung 8 aus Kapitel 3). Dazu müssen systematische Zusammenhänge zwischen dem Rundlauffehler am Werkzeug und den Zerspankräften hergeleitet werden.

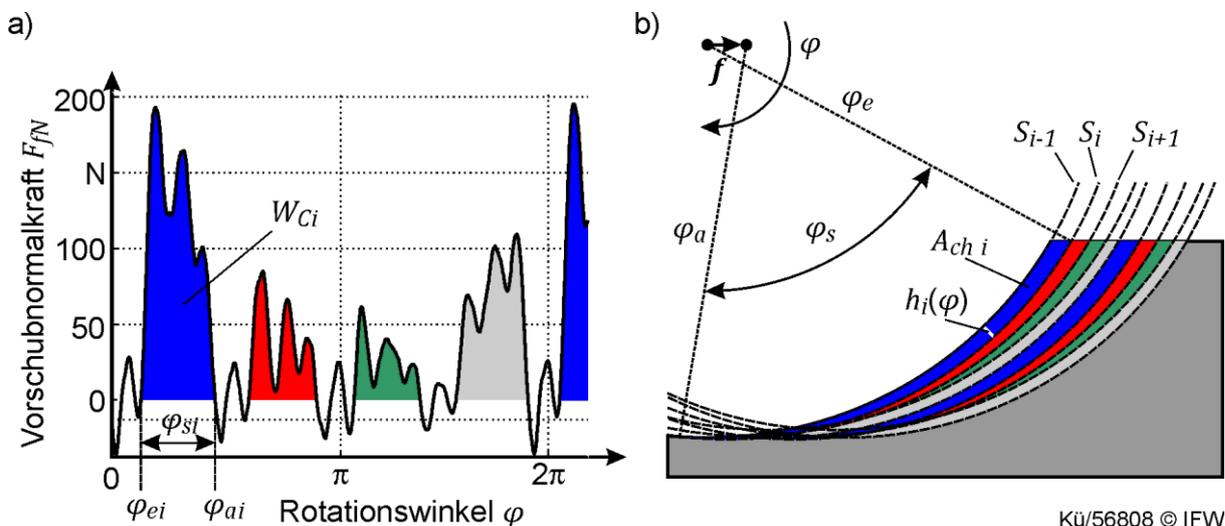
#### 4.4 Untersuchung des Rundlauffehlereinflusses auf die Zerspankräfte

In diesem Kapitel werden systematische Abhängigkeiten zwischen dem Rundlauffehler und den resultierenden Zerspankräften beim Fräsen untersucht, um Merkmale zur Identifikation des Rundlauffehlers aus dem Prozess zu gewinnen.

##### 4.4.1 Herleitung des Rundlauffehlereinflusses

Die Zerspankraft ist beim Fräsen häufig durch eine ungleiche Verteilung der Spanungsquerschnitte und der Zerspankräfte über der Werkzeugumdrehung charakterisiert. In Bild 4.19 a) ist ein charakteristischer Ausschnitt der Zerspankraft von Experiment 1 (Tabelle 4.1) dargestellt. Betrachtet man den Signalausschnitt von einer Werkzeugumdrehung, so lassen sich dort einzelne Schneideneingriffe für jede

Schneide erkennen. Die Schneideneingriffskräfte variieren in einer Werkzeugumdrehung um bis zu 50% der mittleren Zerspankraft. Die Ursachen hierfür und der Einfluss des Rundlauffehlers auf die Zerspankräfte werden im Folgenden untersucht.



**Bild 4.19:** a) Verteilung der Vorschubnormalkraft über eine Umdrehung und b) Verteilung der Spanungsgrößen von Experiment 1 aus Tabelle 4.1

Um den Einfluss des Werkzeugrundlauffehlers auf die Spanungsgrößen und die resultierenden Schnittkräfte zu untersuchen, wird ein modellbasierter Ansatz gewählt. Aus dem Zerspankraftgesetz (Gleichung 2.15) geht ein direkter Einfluss der Spanungsgrößen auf die Schnittkräfte beim Fräsen hervor. Daher wird dieser Zusammenhang im Folgenden genutzt, um den Einfluss des Rundlauffehlers auf die Zerspankräfte zu untersuchen. Dazu wurden die Schneidenbahnen über die Gleichung 4.10 und 4.11 berechnet. Der Rundlauffehlerbetrag wurde entsprechend der Vermessung des Versuchswerkzeugs ( $\rho = 19 \mu\text{m}$  aus Tabelle 4.2) eingestellt. In Bild 4.19 b) sind die Schneidenbahnen und die resultierenden Spanungsquerschnitte für den betrachteten Fräsprozess dargestellt. Aus den Spanungsquerschnitten ist die Verteilung der Spannungsdicke  $h$  und der Spanungsfläche  $A_{ch}$  über der Werkzeugumdrehung deutlich zu erkennen. In Bild 4.19 sind die zusammengehörigen Schneideneingriffskräfte und Spanungsflächen jeweils gleich eingefärbt. Hieraus ist ein quantitativer Zusammenhang zwischen den Schneideneingriffskräften und den dazugehörigen Spanungsquerschnitten erkennbar. Um den Einfluss des Rundlauffehlers systematisch nachweisen und untersuchen zu können, wird dieser im Folgenden über das Energiegleichgewicht des Zerspanprozesses hergeleitet.

Zum Trennen einer Volumeneinheit  $V_{ch}$  ist die Schnittarbeit  $W_c$  zu verrichten. Die dazu korrelierende spezifische Schnittenergie  $e_c$  wird auch als spezifische Schnittkraft  $k_c$  definiert [KIE54]:

$$e_c = \frac{W_c}{V_{ch}} = \frac{P_c}{Q_w} = k_c \quad (4.12)$$

Die Schnittarbeit  $W_c$  ergibt sich aus dem Integral der Schnittkraft über dem Schnittweg:

$$W_{Ci} = R_0 \cdot \int_{\varphi_e}^{\varphi_a} F_{Ci}(\varphi) d\varphi \quad (4.13)$$

Wobei  $R_0$  den nominellen Werkzeugradius und  $F_c$  die Zerspankraft, als vektorielle Summe aller Zerspankraftkomponenten beschreibt. Das Spannungsvolumen  $V_{ch}$  ergibt sich aus dem Integral der Spannungsfläche  $A_{ch}$  über der Eingriffstiefe  $a_p$ :

$$V_{Ch i} = \int_0^{a_p} A_{Ch ij}(z) dz \quad (4.14)$$

$$A_{Ch ij} = S_{ij}(\varphi) \cdot h_{ij}(\varphi) = R_{ij} \cdot \int_{\varphi_{eij}}^{\varphi_{aij}} h_{ij}(\varphi) d\varphi \quad (4.15)$$

$$h_{ij}(\varphi) = h_0(\varphi) + (R_{ij} - R_{i-1j}) \quad (4.16)$$

Dabei beschreibt  $h_0$  die nominelle Spannungsdicke nach Gleichung 2.6 und  $R_{ij}$  den Schneidenradius nach Gleichung 4.10, in den der Werkzeuggrundlauffehler eingeht. Über die Energiebetrachtung in Gleichung 4.12 kann demnach ein Zusammenhang zwischen der rundlauffehlerbedingten Verteilung der Spannungsgrößen ( $h$ ,  $A$ ,  $V_{ch}$ ), nach Gleichung 4.14-4.16, und der Schnittarbeit bzw. der Zerspankräfte nach Gleichung 4.13 hergeleitet werden. Damit wird ein quantitativer Zusammenhang zwischen der Verteilung der Schnittkräfte und der Verteilung der Spannungsfläche zur Untersuchung des Rundlauffehlereinflusses auf die Zerspankraft bereitgestellt.

$$F_C \sim A \quad (4.17)$$

Im Folgenden wird diese Beziehung für die Untersuchung von Merkmalen zur Identifikation des Rundlauffehlers aus dem Zerspankraftsignal verwendet.

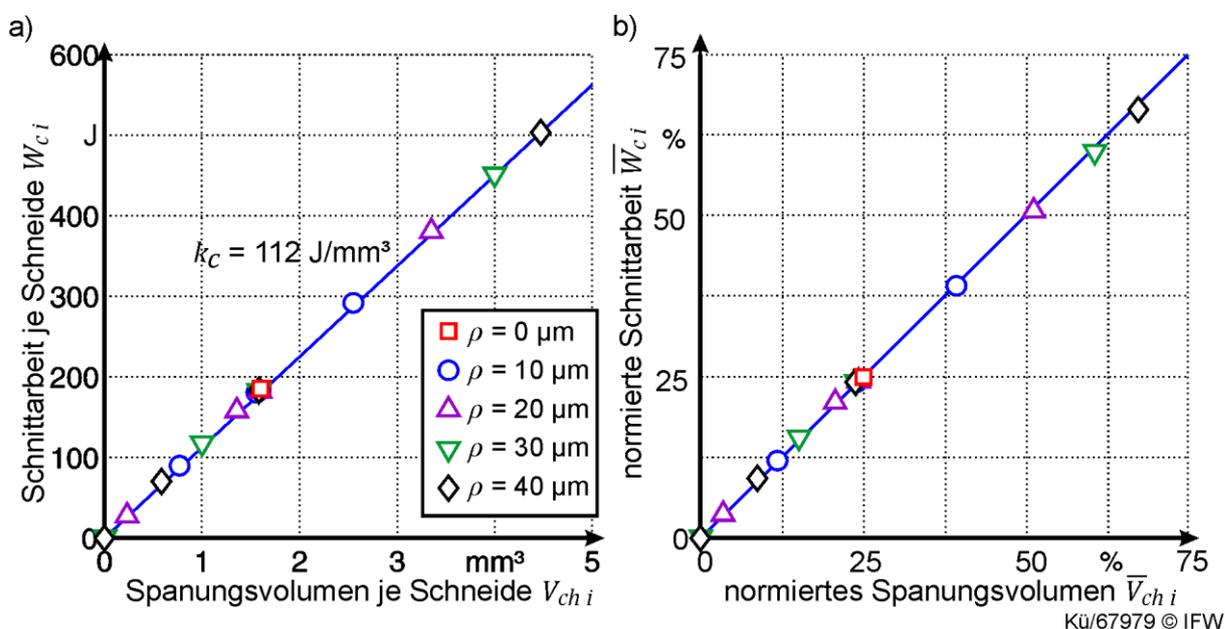
#### 4.4.2 Charakterisierung des Rundlauffehlereinflusses

Zur Charakterisierung des Rundlauffehlereinflusses wird eine experimentelle Studie durchgeführt, bei der die Spannungsgrößen und die resultierenden Zerspankräfte auf Basis der Zerspankraftgleichung, nach Gleichung 2.15, für verschiedene Eingriffsbedingungen berechnet wurden. Das dazu verwendete Zerspankraftmodell wurde bereits in [SCH11] für die Fräsbearbeitung verifiziert. Das Zerspankraftmodell bietet die Möglichkeit die Rundlauffehlerparameter unabhängig voneinander zu variieren, um Abhängigkeiten zwischen den Spannungsgrößen und den resultierenden Zerspankräften systematisch untersuchen zu können. Der Versuchsplan orientiert sich an Experiment 2 aus Tabelle 4.1 und sieht zudem eine Variation von Zahnvorschub und Rundlauffehlerparameter vor.

**Tabelle 4.3:** Versuchsplan zur Rundlaufidentifikation, basierend auf Tabelle 4.1

Experiment:	1	2	3
Zahnvorschub $f_z$ [mm]	0,1	0,1	0,05-0,25
Rundlauffehlerbetrag $\rho$ [ $\mu\text{m}$ ]	0-40	20	20
Rundlauffehlerlage $\lambda$ [ $^\circ$ ]	30	0-40	30

Im Versuchsplan wird der Betrag und die Lage des Rundlauffehlers sowie der Zahnvorschub einzeln variiert. Zunächst wurde in Experiment 1 (Tabelle 4.3) der Rundlauffehlerbetrag in 10  $\mu\text{m}$  Schritten variiert. Gemäß Gleichung 4.12 wird die berechnete Schnittarbeit über dem Spanvolumen dargestellt. Dazu wurden die Schnittarbeit je Schneide  $W_{ci}$  aus den Zerspankräften nach Gleichung 4.13 berechnet und das Spannungsvolumen  $V_{chi}$  nach Gleichung 4.14 berechnet.



**Bild 4.20:** a) Schnittarbeit  $W_{ci}$  über dem Spannungsvolumen je Schneide  $V_{chi}$  und b) normierte Schnittarbeit über normiertem Spannungsvolumen

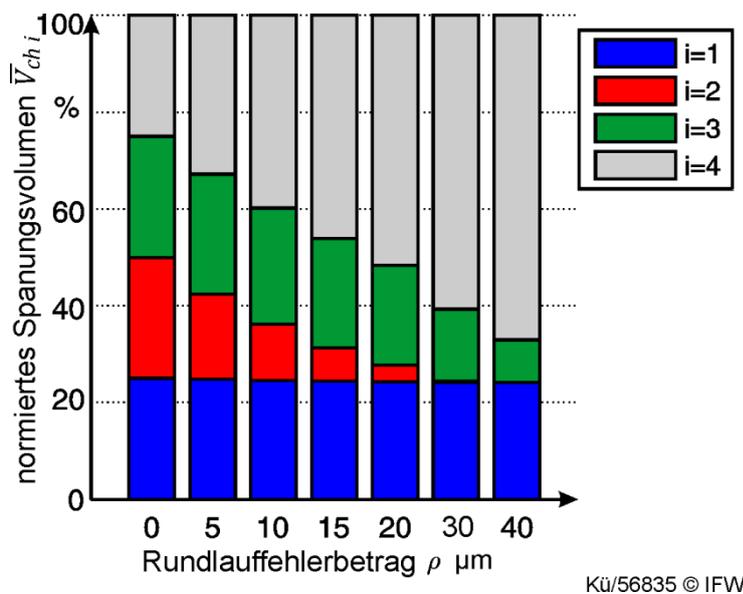
Aus Bild 4.20 a) wird der lineare Zusammenhang zwischen der Schnittarbeit und dem Spannungsvolumen ersichtlich. Anhand der Steigung der Ausgleichsgeraden kann die spezifische Schnittenergie nach Gleichung 4.12 abgelesen werden ( $k_c = 112 \text{ J/mm}^3$ ). Weiterhin wird ersichtlich, dass die Verteilung der Schneideneingriffskräfte über den Rundlauffehlerbetrag deutlich zunimmt. Zunächst beträgt die Schnittarbeit bei  $\rho = 0 \mu\text{m}$  für alle Schneiden  $W_c = 190 \text{ J}$ . Bei einem Rundlauffehlerbetrag von  $\rho = 10 \mu\text{m}$  variiert die Schnittarbeit schon deutlich im Bereich von  $W_c = 90\text{-}295 \text{ J}$ . Bei einem Rundlauffehlerbetrag von  $\rho = 40 \mu\text{m}$  trägt eine Schneide kein Material mehr ab ( $W_c = 0 \text{ J}$ ) und eine andere Schneide leistet eine Schnittarbeit von  $W_c = 500 \text{ J}$ . Um den Effekt der Verteilung der Schnittarbeit isoliert betrachten zu können, wurden die Kenngrößen aus Bild 4.20 a) in Bild 4.20 b) normiert aufgetragen. Dazu wurde die

Schnittarbeit  $W_c$  und das Spannungsvolumen  $V_{ch}$  über eine Umdrehung normiert:

$$\bar{W}_{ci} = \frac{W_{ci}}{\sum_{i=1}^n W_{ci}} \quad (4.18)$$

$$\bar{V}_{chi} = \frac{V_{chi}}{\sum_{i=1}^n V_{chi}} \quad (4.19)$$

Durch die Normierung in Bild 4.20 b) kann die prozentuale Verteilung des Materialabtrags über den Schneiden abgelesen werden. Damit lässt sich eine direkte Proportionalität der beiden Größen erzeugen. Zur Beschreibung und Charakterisierung des Rundlauffehlereinflusses sind daher die Verteilung des Spannungsvolumens und der Schnittarbeit gleichbedeutend. Im Folgenden wird die Verteilung des Spannungsvolumens in Abhängigkeit des Rundlauffehlerbetrages untersucht. Dazu wurde das normierte Spannungsvolumen aus Bild 4.20 b) in einem Balkendiagramm über dem Rundlauffehlerbetrag aufgetragen (Bild 4.21).

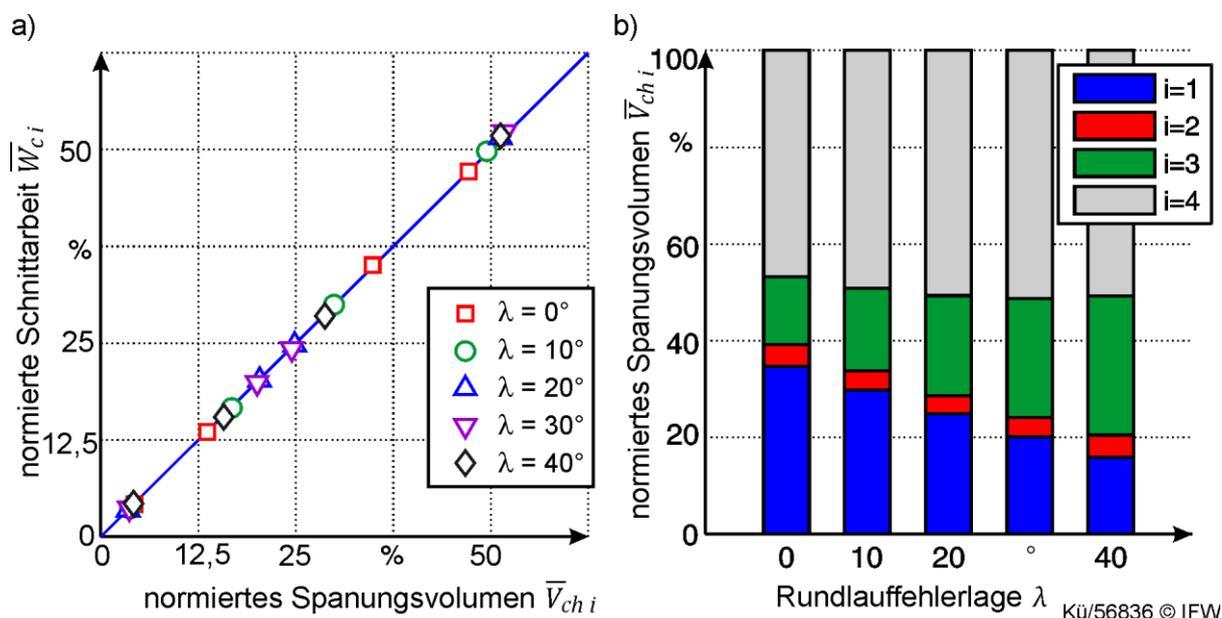


Kü/56835 © IFW

**Bild 4.21:** Verteilung des normierten Spannungsvolumens über variablem Rundlauffehlerbetrag (aus Bild 4.20 b) für Experiment 1 (Tabelle 4.3)

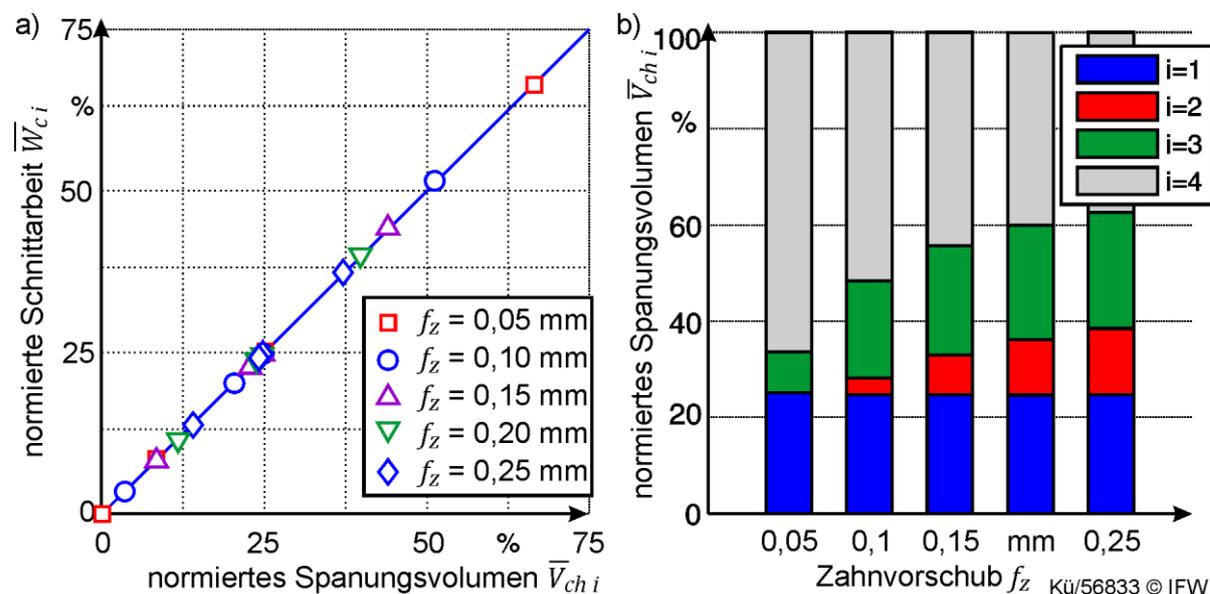
Im Fall von  $\rho = 0 \mu\text{m}$  verteilt sich der Materialabtrag gleichmäßig auf alle vier Schneiden. Über den Anstieg des Rundlauffehlerbetrags nimmt die Verteilung zu, bis bei  $\rho = 30 \mu\text{m}$  eine Schneide kein Material mehr abträgt. Mit der Darstellung im Balkendiagramm lässt sich der charakteristische Einfluss des Rundlauffehlers auf die Verteilung der Spannungsvolumina nachvollziehen. Mit dem Betrag des Rundlauffehlers nimmt der Materialabtragsanteil der Schneide, zu welcher der Rundlauffehler ausgerichtet ist ( $i = 4$ ), deutlich zu und der Anteil der gegenüberliegenden Schneide  $i = 2$  nimmt gleichermaßen ab und wird zu Null, sobald der Rundlauffehlerbetrag die maximale Spannungsdicke im Prozess überschreitet. Diese berechnet sich für den betrachteten Prozess aus Gleichung 2.6 näherungsweise zu  $h_{max} < 40 \mu\text{m}$ . In Bild

4.22 ist die Verteilung der Spannungsvolumina über unterschiedliche Rundlauffehlerlagen, nach Experiment 2 aus Tabelle 4.3, dargestellt.



**Bild 4.22:** a) Norm. Schnitтарbeit und b) Spannungsvolumen über Rundlauffehlerlage

Während der Rundlauffehlerbetrag insbesondere quantitativ auf die Verteilung des Spannungsvolumens wirkt, ist hier eine qualitative Veränderung der Verteilung über der Rundlauffehlerlage zu beobachten. In Abhängigkeit der Rundlauffehlerlage verteilt sich das Spannungsvolumen auf die, zum Rundlauffehler ausgerichteten, Schneiden um. Die Verteilung der Spannungsvolumina liefert ein eindeutiges Merkmal zur Beschreibung des Rundlauffehlers für die Identifikation der Rundlauffehlerparameter aus Zerspankräften. In Experiment 3 (Tabelle 4.3) wurde der Zahnvorschub für einen Rundlauffehler von  $\rho = 20 \mu\text{m}$  und  $\lambda = 30^\circ$  variiert (Bild 4.23).



**Bild 4.23:** a) Norm. Schnitтарbeit und b) Spannungsvolumen über Zahnvorschub

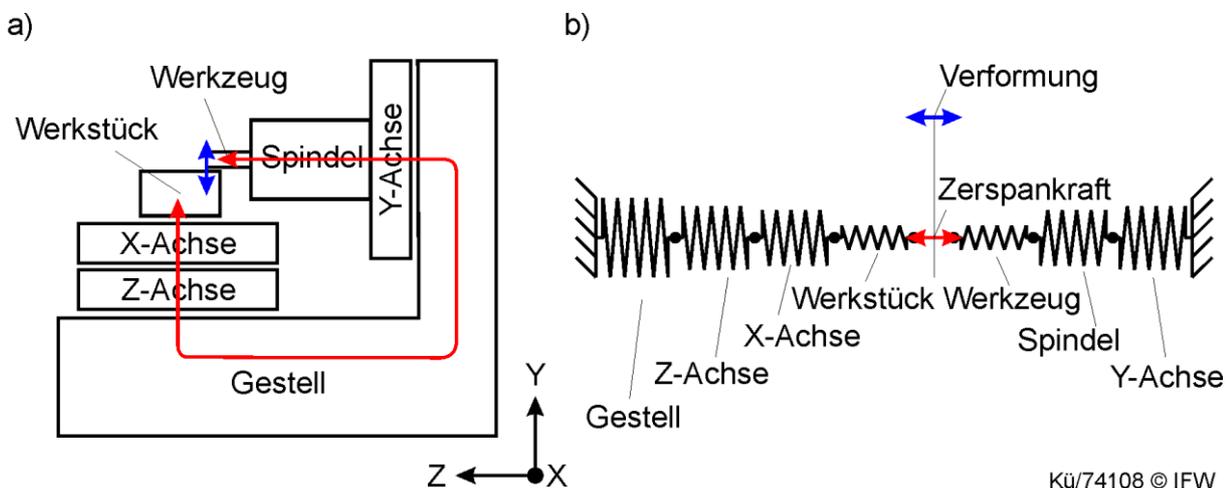
Die Erhöhung des Zahnvorschubs wirkt sich auf die Verteilung der normierten Spannungsvolumina, ähnlich wie in Experiment 1 (Bild 4.21), aus. Hieraus wird deutlich, dass der Einfluss des Rundlauffehlers auf die Verteilung der Spannungsvolumina mit steigender Spannungsdicke abnimmt. Zur eindeutigen Identifikation der Rundlauffehlerparameter aus Merkmalen in der Zerspankraft müssen daher die Prozessstellgrößen berücksichtigt werden.

Die Untersuchungen in diesem Kapitel belegen den deutlichen Einfluss des Rundlauffehlers auf die Spannungsgrößen und die Zerspankräfte beim Fräsen. Durch die Untersuchung konnte ein eindeutiges Merkmal zur Beschreibung des Einflusses der Rundlauffehlerparameter hergeleitet werden. Das Signalmerkmal liefert später die Basis zur Identifikation und Bewertung des Rundlauffehlers in Kapitel 6.1.

#### 4.5 Untersuchung der Einflüsse auf Formfehler beim Fräsen

Neben der Oberflächenqualität wird die Werkstückqualität beim Fräsen maßgeblich durch Maß- und Formabweichungen am Werkstück beeinflusst. Diese Gestaltabweichungen erster und zweiter Ordnung zeigen sich deutlich auf der untersuchten Werkstückgeometrie in Bild 4.5. Im Folgenden wird die Entstehung dieser Formabweichungen untersucht, um systematische Einflussfaktoren im Zerspanprozess zu identifizieren. Diese Erkenntnisse werden anschließend zur Abbildung dieser Einflüsse in Modellen benötigt.

Grundsätzlich besitzen alle Komponenten der Werkzeugmaschine eine endliche Steifigkeit und führen demnach zu einer elastischen Verformung zwischen Werkstück und Werkzeug (Bild 4.24 a). Die Gesamtsteifigkeit einer Werkzeugmaschine mit serieller Kinematik ergibt sich aus der Reihenschaltung der einzelnen Komponenten- und Schnittstellensteifigkeiten. Die schwächste Komponente im Kraftfluss beeinflusst damit maßgeblich die Gesamtsteifigkeit der Werkzeugmaschine (Bild 4.24 b). Je nach Dimensionierung wird die Gesamtsteifigkeit der Werkzeugmaschine durch die Komponenten Werkzeug, Werkstück oder Aufspannung maßgeblich beeinflusst.



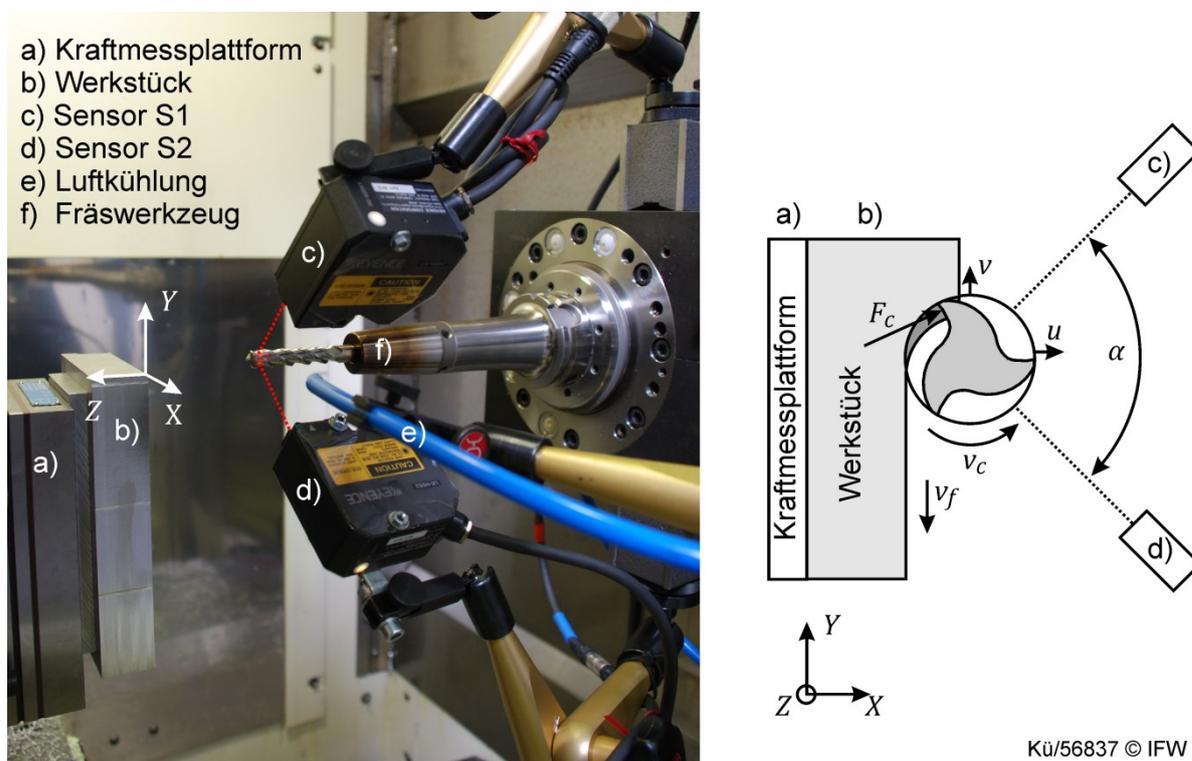
Kü/74108 © IFW

**Bild 4.24:** a) Kraftfluss einer 3-Achs Fräsmaschine und b) mechanisches Ersatzbild

Um den Einfluss elastischer Verformungen auf die Werkstückqualität untersuchen zu können, müssen die Komponentenverformungen zunächst isoliert betrachtet werden. Die Zerspankraft wirkt an der Schnittstelle gleichermaßen auf der Werkzeug- und Werkstückseite und verursacht dort Verformungen. Die Werkstückabdrängung ist nur bei der Bearbeitung von dünnwandigen Werkstücken relevant, welche im Folgenden außer Acht gelassen werden. Bei der Schlichtbearbeitung werden häufig dünne und lang auskragende Fräser eingesetzt, um die bei der Schlichtbearbeitung typischen großen Eingriffstiefen von bis zu  $3 \cdot D$  und kleinen Eckenradien ( $R < 10 \text{ mm}$ ) des Werkstücks fräsen zu können (Anforderungen aus Kapitel 4.1). Durch die geringe Werkzeugsteifigkeit werden Werkzeugverformungen im Prozess hervorgerufen, die nachfolgend untersucht werden.

#### 4.5.1 Versuchsdurchführung

Das Ziel der hier durchgeführten Versuchsreihen ist es, den Einfluss der Werkzeugverformung auf die Entstehung von Formfehlern am Werkstück zu spezifizieren. Dafür wurde ein dünner, lang auskragender Schafffräser ausgewählt. Um das Verhalten des Werkzeugs im Prozess beurteilen zu können, ist es notwendig, die Werkzeugverformung und die Zerspankraft im Prozess zu erfassen. Der Versuchsaufbau zur Untersuchung der Werkzeugabdrängung ist in Bild 4.25 dargestellt. Zur Messung der Zerspankräfte wurde eine Kraftmessplattform der Fa. Kistler verwendet, welche unter dem Werkstück im Kraftfluss montiert wurde (Bild 4.25 a). Die Auslenkung des Werkzeugs im Prozess wurde mit zwei Lasertriangulationssensoren an der Werkzeugspitze aus zwei Richtungen gemessen (Bild 4.25 c, d).



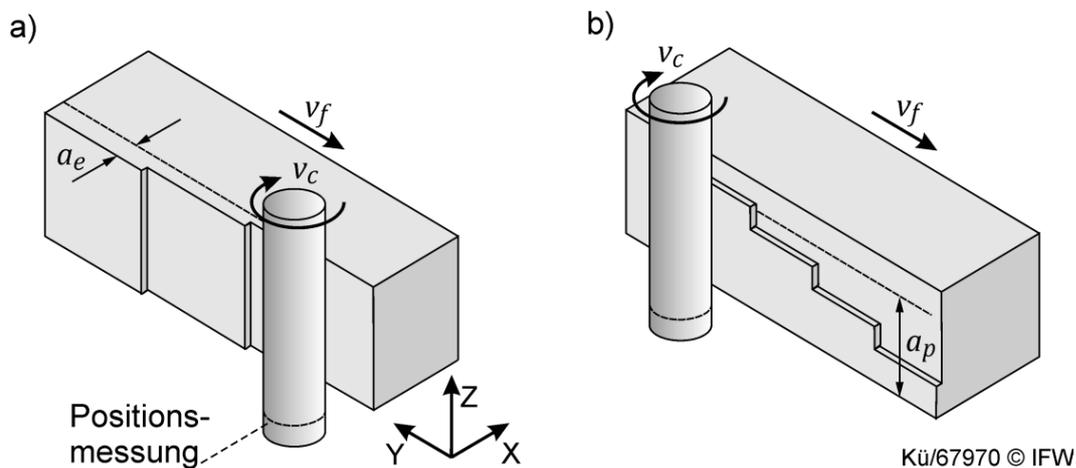
**Bild 4.25:** Versuchsaufbau zur Untersuchung der Werkzeugabdrängung im Prozess

Die Voruntersuchungen in Kapitel 4.2 haben gezeigt, dass der Formfehler am Werkstück nicht nur durch den Betrag der Kräfte, sondern auch durch Eingriffsbedingungen und den dadurch bedingten Lastangriff beeinflusst werden. Im Hinblick auf eine modellbasierte Abbildung der Einflüsse ist zu klären, welche geometrischen Einflüsse auf den Formfehler wirken und wie genau sie abgebildet werden müssen. Der Versuchsplan in Tabelle 4.4 verfolgt daher das Ziel, unterschiedliche Belastungszustände des Werkzeugs und Formfehlerausprägungen am Werkstück herbeizuführen. Dafür wurden die Eingriffsbedingungen im Fräsprozess über die Eingriffstiefe  $a_p$  und der Eingriffsbreite  $a_e$  teilfaktoriell variiert.

**Tabelle 4.4:** Versuchsplan für die Untersuchung der Werkzeugverformung

Experiment	1	2	3	4	5	6	7	8
Eingriffstiefe $a_p$ [mm]	30	30	30	10	15	20	25	30
Eingriffsbreite $a_e$ [mm]	0,5	1,5	2,5	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0
Zahnvorschub $f_z$ [mm]				0,05				
Schnittgeschwindigkeit $v_c$ [m/min]				40				
Werkzeug	10 mm HSS-Schafffräser, WIDIA 361510004							

Zur Variation der Eingriffsbedingungen im Prozess wurde das Versuchswerkstück stufenförmig vorbearbeitet. Bild 4.26 zeigt die vorbearbeiteten Versuchswerkstücke zur Variation der Eingriffsbreite a) und der Eingriffstiefe b).

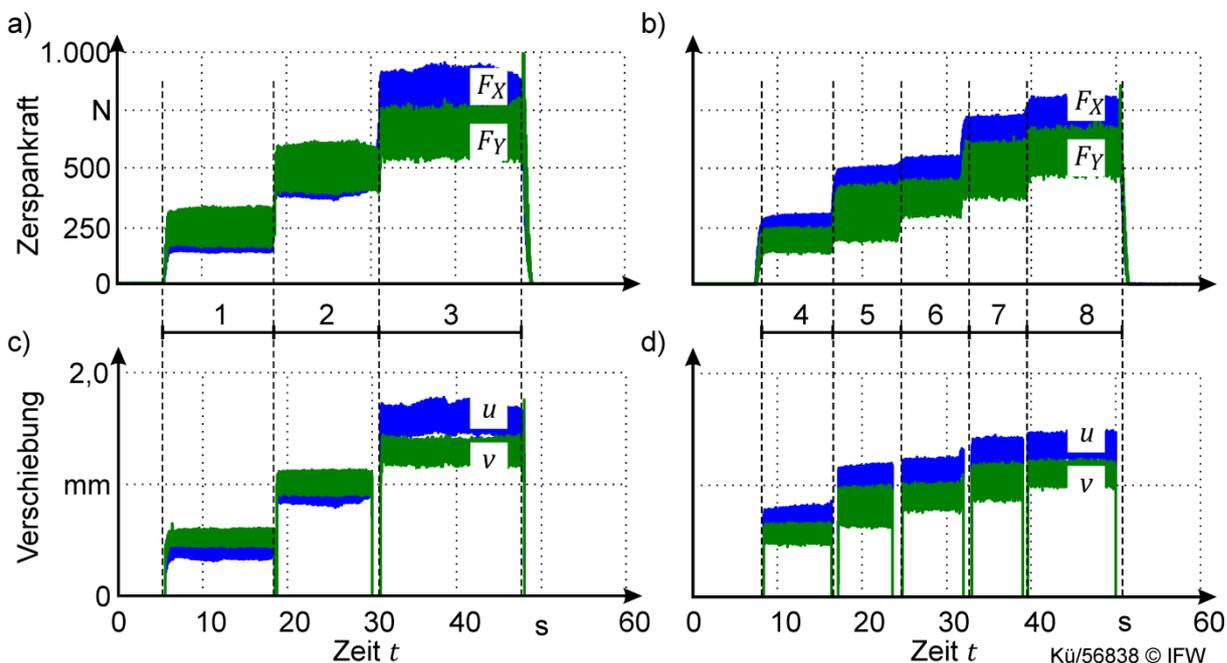


**Bild 4.26:** Versuchswerkstücke zu Experiment 1-3 a) und Experiment 4-8 b)

Während der Bearbeitung wurden die Zerspankräfte am Werkstück und die Verlagerungen am Werkzeug erfasst. Die Werkzeugverformungen wurden an der Spitze des Fräasers 5 mm unterhalb des Werkstücks gemessen. Die gemessene Werkzeugverformung ist daher größer als die Verformung im Eingriffsbereich.

In Bild 4.27 sind die gemessenen Zerspankräfte in Vorschub- ( $F_y$ ) und Vorschubnormalrichtung ( $F_x$ ) dargestellt. Bei der ersten Versuchsreihe (Bild 4.27 a) ist die

Veränderung des Kraftbetrages und der Krafrichtung zwischen Experiment 1 bis 3 deutlich zu erkennen. Es treten Belastungen von bis zu 900 N am Werkzeug auf, die zu einer Verlagerung der Werkzeugspitze von bis zu 1,7 mm führen (Bild 4.27 c).

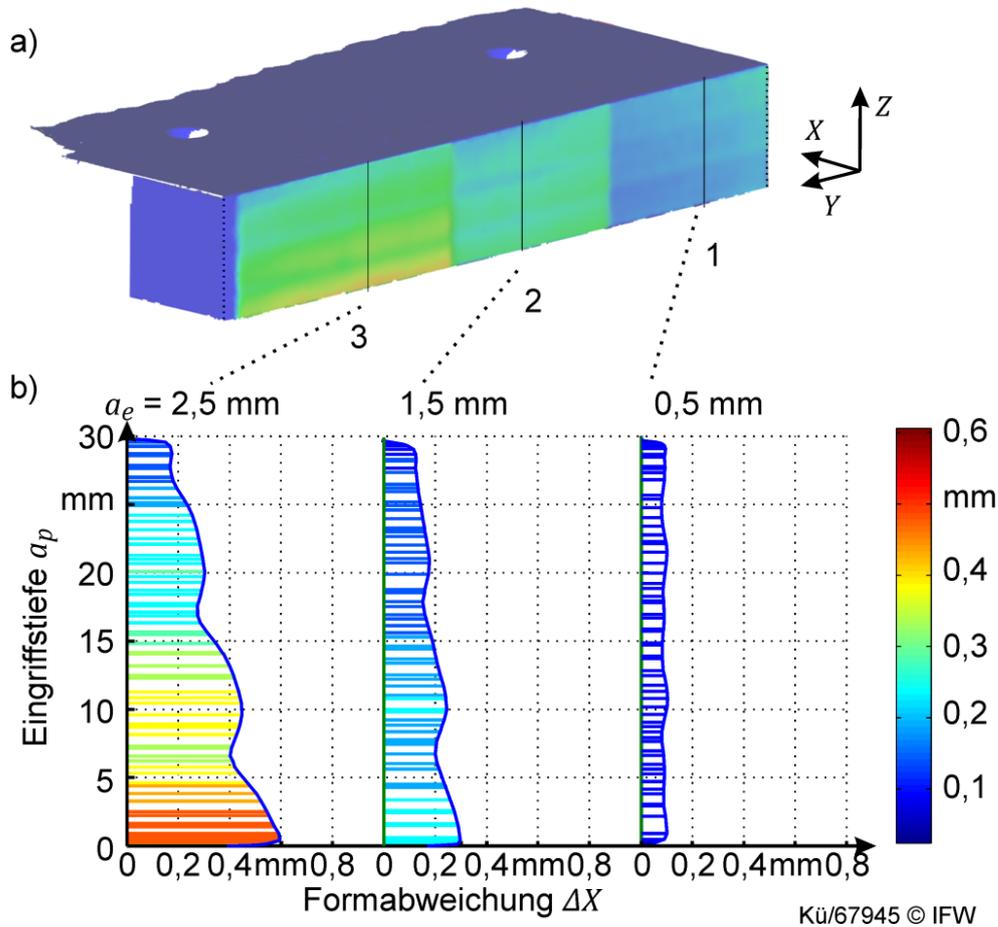


**Bild 4.27:** a-b) gemessene Zerspankraftkomponenten und c-d) gemessene Werkzeugverformung im Fräsprozess von Experiment 1-8

In der zweiten Versuchsreihe (Bild 4.27 b) wurden, durch die stufenweise Veränderung der Eingriffstiefe, maßgeblich der Betrag und die Lage der Werkzeugbelastung verändert. Die Querverlagerung des Fräswerkzeugs  $u$  im Prozess beeinflusst den Materialabtrag und die resultierende Werkstückgestalt. Der Einfluss der gemessenen Werkzeugverformung auf den Formfehler am Werkstück wird im Folgenden anhand der Versuchswerkstücke untersucht.

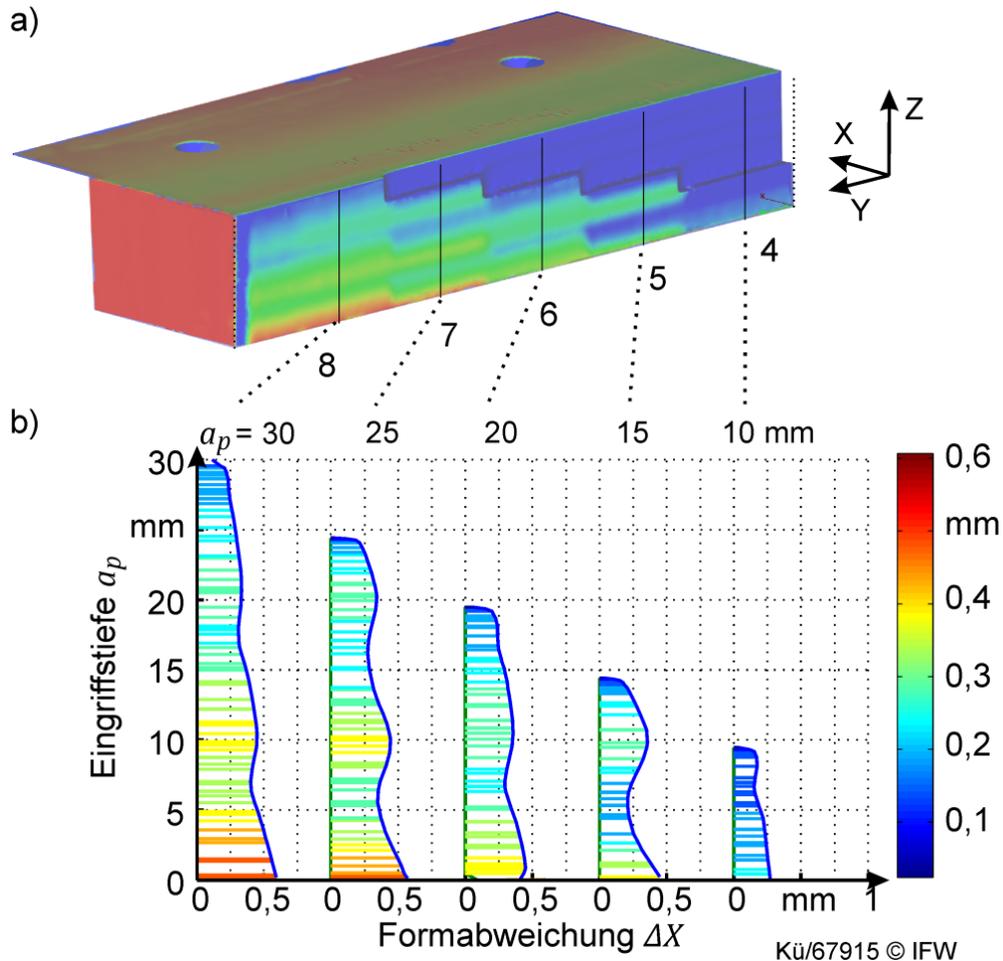
#### 4.5.2 Analyse der Formfehler am Werkstück

Nach der Bearbeitung wurde das Versuchswerkstück direkt in der Werkzeugmaschine vermessen, um die aus der Bearbeitung resultierenden Formfehler zu identifizieren. Mit einem 3D-Laserscanner (Bild 11.3 im Anhang) wurde die Geometrie des Werkstücks digital erfasst und gegenüber der Soll-Geometrie (CAD-Modell) mit der Software FOCUS Inspection™ verglichen. Aus dem Vergleich zwischen der Soll- und der Ist-Geometrie lässt sich der Formfehler am Werkstück als Differenz in Falschfarben darstellen. Das folgende Bild 4.28 zeigt die Formabweichungen am Versuchswerkstück von Experiment 1-3.



**Bild 4.28:** Messung des Formfehlers am Werkstück für Experiment 1-3

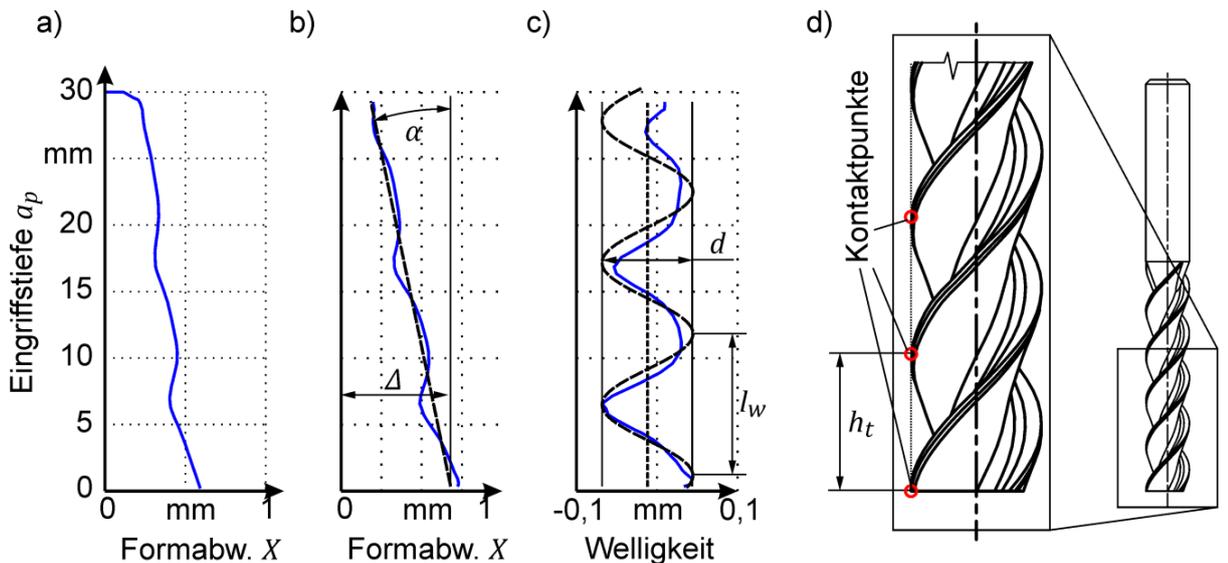
Die Soll-Geometrie des Werkstücks entspricht einer vertikalen Y-Z Ebene entlang der Vorschubrichtung. In Bild 4.28 a) ist die Abweichung der Ist-Geometrie von der Soll-Ebene farblich dargestellt. Es ist deutlich eine sprunghafte Änderung des Formfehlers entlang des Vorschubweges zu beobachten. Dies resultiert aus der Änderung der Werkzeugabdrängung zwischen den Bereichen der Experimente. Weiterhin sind in Bild 4.28 b) vertikale Profilschnitte aus den drei Bereichen dargestellt. Hieraus lassen sich charakteristische Gestaltabweichungen erster und zweiter Ordnung ableiten. Es ist eine deutliche Zunahme der Formfehler von Experiment 1 zu Experiment 3 festzustellen. Weiterhin sind in allen Bereichen Welligkeiten entlang des vertikalen Profilschnittes zu beobachten. Der Betrag der maximalen Formabweichung im Profilschnitt entspricht in etwa der gemessenen Abdrängung des Fräswerkzeugs im Prozess (Bild 4.27 c). In Bild 4.29 sind die Formabweichungen von Experiment 4-8 über der Eingriffstiefe dargestellt.



**Bild 4.29:** Messung des Formfehlers am Werkstück für Experiment 4-8

Bei der Analyse der Profilschnitte über der Eingriffstiefe lässt sich eine deutliche Veränderung der Gestaltabweichungen erster und zweiter Ordnung beobachten. Die Welligkeit des vertikalen Profilschnittes ist hier deutlich stärker ausgeprägt als in Experiment 1-3 (Bild 4.28). Die Beträge der maximalen Formabweichung an der unteren Werkstückkante ( $z = 0$ ) korrelieren ebenfalls mit der gemessenen Werkzeugabdrängung im Prozess (Bild 4.27 d). Die Zusammenhänge zwischen den Formfehlern am Werkstück und den gemessenen Prozessgrößen (Bild 4.27) werden folgend analysiert. Dazu wurden die Profilschnitte des Werkstücks in einzelne Gestaltabweichungen zerlegt und diese jeweils parametrisch beschrieben. Der in Bild 4.30 a) gezeigte Formfehler aus Experiment 3 lässt sich nach DIN 4760 in Gestaltabweichung erster und zweiter Ordnung unterteilen. Die Gestaltabweichungen können anschließend über Form- und Lagetoleranzen nach DIN ISO 1101 charakterisiert und beschrieben werden. Die Gestaltabweichungen der ersten Ordnung lassen sich durch die Parallelität und Winkligkeit des Profils beschreiben. Diese Formabweichungen werden durch den Abweichungsbetrag  $\Delta$  und den Kippwinkel  $\alpha$  auf Basis einer Ausgleichsgeraden beschrieben (Bild 4.30 b). Wird die Gestaltabweichung 1. Ordnung von der Formkontur subtrahiert, treten Gestaltabweichungen

der zweiten Ordnung in Erscheinung (Bild 4.30 c), die sich durch eine periodische Welligkeit mit der Wellenlänge  $l_w$  und der Amplitude  $d$  beschreiben lassen.



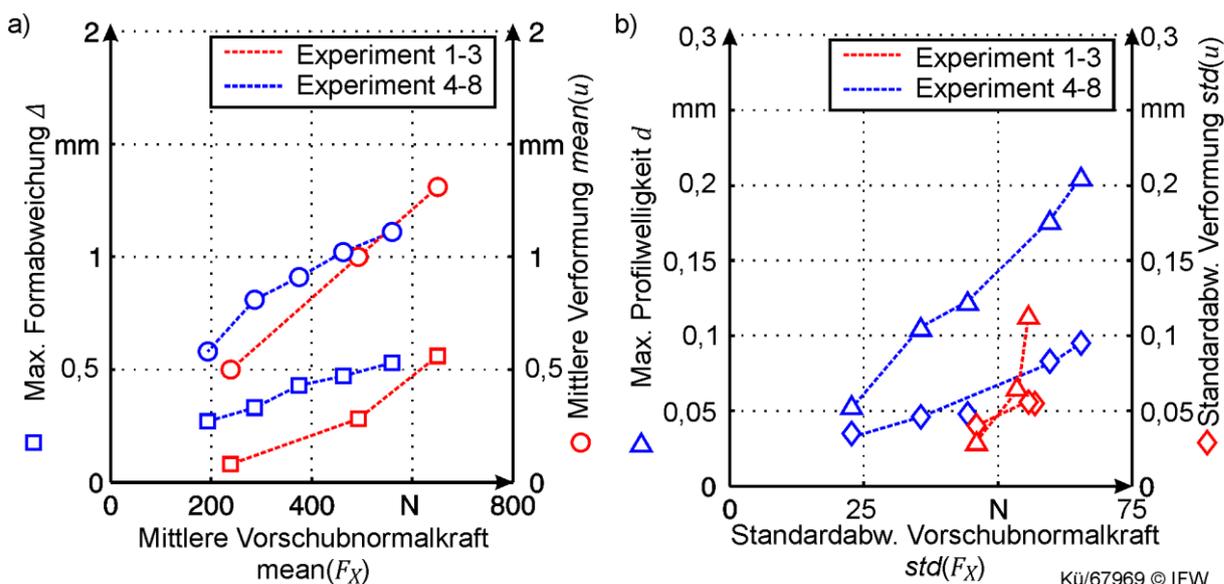
Kü/67935 © IFW

**Bild 4.30:** Separation und Bewertung der Gestaltabweichungen: a) Formfehler von Experiment 3, b) Gestaltabweichung erster Ordnung c) zweite Ordnung und d) verwendetes Fräswerkzeug

Durch diese Separation der Gestaltabweichungen können die Entstehungsursachen der Formfehler zugeordnet werden. Die Verkippung der Formabweichung entspricht im Betrag und Richtung der gemessenen Werkzeugverformung (Bild 4.27). Dieser Effekt ist daher der Biegelinie des Fräswerkzeugs zuzuschreiben. Die der Formabweichung überlagerte Welligkeit besitzt eine Wellenlänge  $l_w$ , die mit der Hohen- teilung *klein* des gedrahten Fräswerkzeugs in Bild 4.30 d) übereinstimmt. Je nach Eingriffstiefe stehen eine oder mehrere Schneiden im Kontakt mit dem Werkstück. Bezogen auf eine Winkelstellung lassen sich diese Kontaktbedingungen durch Punkte auf der Schneide beschreiben (Bild 4.30 d). Über die Werkzeugdrehung variieren die Anzahl der im Eingriff befindlichen Schneiden, die Zerspanskräfte sowie die resultierenden Abdrängungen gleichermaßen. Die Welligkeit der Werkstück- oberfläche bildet damit die Werkzeugabdrängung an dem jeweiligen Kontaktpunkt der Schneide auf dem Werkstück ab. Bei der Welligkeit in Bild 4.30 c) ist zu beobachten, dass die Scheitelpunkte der Wellen auf Höhe der Kontaktpunkte zum Eintrittszeitpunkt der Schneide liegen. Beim Eintritt einer Schneide in den Eingriffsbereich steigen die Werkzeugbelastungen, das Werkzeug federt ein und Wellen- berge entstehen. Beim Austritt sinken die Belastungen und die Wellentäler entstehen.

Um die beschriebenen Einflüsse auf den Formfehler beim Fräsen nachzuweisen und systematisch beschreiben zu können, wurden die identifizierten Formfehlerparameter der Versuchswerkstücke den gemessenen Prozessgrößen aus Bild 4.27 gegenüber- gestellt. Dazu wurden mehrere Formkonturen aus einem Experiment ausgewertet

und die identifizierten Formfehlerparameter gemittelt. Die gemessenen Prozesskräfte und Werkzeugverformungen aus den Versuchsreihen wurden statistisch ausgewertet, um Kennzahlen für den Betrag und die Streuung der Messwerte zu erhalten. Um systematische Abhängigkeiten abzuleiten, wurden die Versuchsergebnisse visuell gegenübergestellt. Zum Nachweis elastischer Werkzeugverformungen wurden in Bild 4.31 a) die max. Formabweichung und die mittlere Werkzeugverformung der gemittelten Vorschubnormalkraft gegenübergestellt.



**Bild 4.31:** Korrelation der Formabweichung mit der mittleren Vorschubnormalkraft a) und Korrelation der Profilwelligkeit über der Vorschubnormalkraft b)

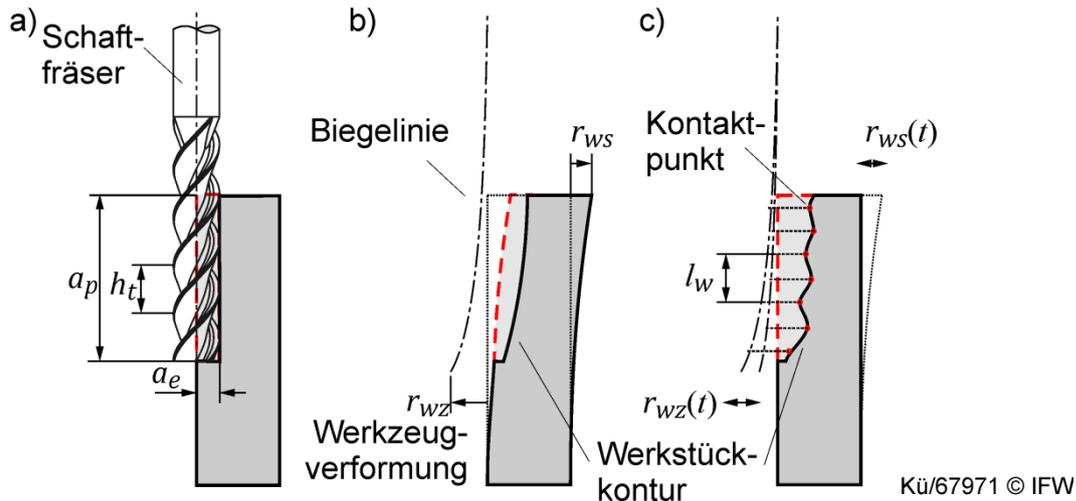
Die Formabweichung und die Werkzeugverformung steigen linear mit der mittleren Vorschubnormalkraft an. Dadurch kann auf eine nahezu lineare Steifigkeit des Werkzeugs geschlossen werden. Für die Versuchsreihen 1-3 und 4-8 ergeben sich jedoch unterschiedliche Steigungen. Hieraus lässt sich der Einfluss der Eingriffsbedingungen und der daraus resultierenden Lastverteilung am Werkzeug auf die Werkzeugverformungen ableiten. Hier ist demnach nicht nur der Kraftbetrag, sondern auch die Kraftverteilung am Werkzeug für die Entstehung der Formfehler verantwortlich. Um die Werkzeugverformung und die daraus resultierenden Formfehler zu bestimmen, ist die Kenntnis der orts aufgelösten Belastung notwendig.

Ein weiteres Merkmal der Gestaltabweichung zeichnet sich in der Welligkeit der Oberfläche ab (Bild 4.30 c). Um den Einfluss der Prozessdynamik auf die Profilwelligkeit  $d$  zu untersuchen, wurde die Schnittkraftschwankung über die Standardabweichung der Vorschubnormalkraft  $F_{FN}$  beschrieben. In Bild 4.31 b) ist die Standardabweichung der Vorschubnormalkraft über der gemessenen Profilwelligkeit aufgetragen. Unterstellt man der Werkzeugverformung eine lineare Abhängigkeit von der Kraft (Bild 4.31 a), so muss die dynamische Schwankung der Kräfte im Prozess zu einer Welligkeit des Oberflächenprofils führen. Diese Annahme lässt sich durch die lineare Abhängigkeit der Kennwerte im Bild 4.31 b) bestätigen. Auch hier ergeben

sich für die Versuchsreihen unterschiedliche Steigungen. Demnach ist die Profilwelligkeit nicht nur vom Betrag der dynamischen Zerspankraft abhängig, sondern wird auch durch die Lage der Belastung beeinflusst.

### Fazit

Die Einflüsse auf die Formabweichungen lassen sich nun zusammenfassend darstellen. Der Materialabtrag am Werkstück wird maßgeblich durch die Eingriffstiefe  $a_p$  und -breite  $a_e$  sowie durch die Werkzeuggestalt bestimmt (Bild 4.32 a).



**Bild 4.32:** Mechanismen bei der Formfehlerentstehung: a) ideal-geometrischer Materialabtrag, b) statische Verformungen, c) dynamische Verformungen von Werkzeug und Werkstück

Durch den Einfluss von quasi-statischen Lasten aus dem Zerspanprozess treten Verformungen des Werkzeugs oder des Werkstücks auf. Die Form und Richtung der Biegelinie des Werkzeugs prägt dabei die Gestaltabweichung am Werkstück (Bild 4.32 b). Dynamische Laständerungen (Änderung schneller als eine Werkzeugumdrehung) führen zu einer Veränderung der Verformung von Werkzeug und Werkstück während des Materialabtrags. Die dynamische Werkzeugverformung prägt sich über die Kontaktpunkte des Werkzeugs in Form einer Welligkeit auf der Werkstückoberfläche ab (Bild 4.32 c). Die Wellenlänge  $l_w$  wird durch die Höhenteilung der spiralförmigen Schneiden geprägt.

Die in diesem Kapitel durchgeführten Untersuchungen belegen den systematischen Einfluss der Werkzeugverformung im Prozess auf den resultierenden Formfehler am Werkstück (Anforderung 7 aus Kapitel 3). Um diesen Einfluss bewerten zu können, ist die Kenntnis der Systemsteifigkeit und der orts aufgelösten Lastverteilung am Werkzeug notwendig (Anforderung 8 aus Kapitel 3). Im folgenden Kapitel werden Modelle entwickelt, die diese Einflüsse abbilden und damit eine modellbasierte Bewertung der Formfehler im Zerspanprozess ermöglichen.

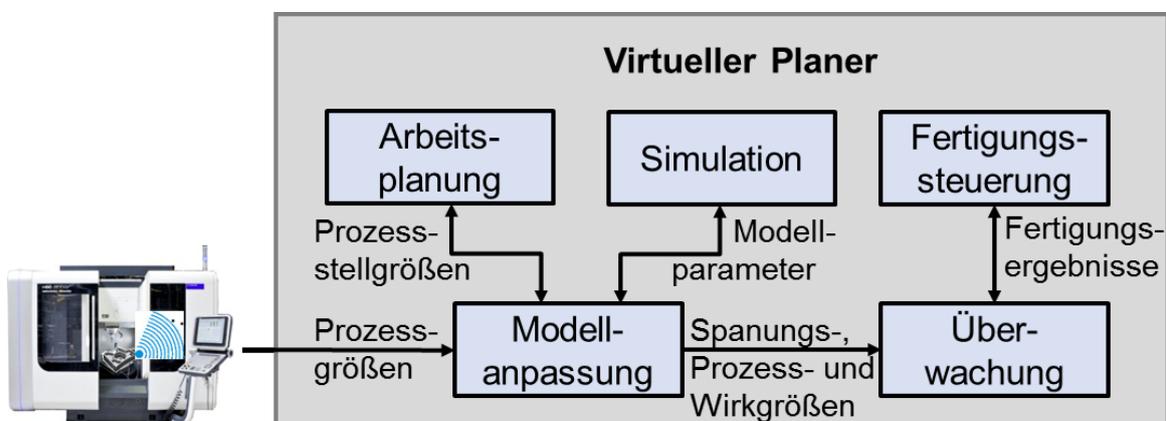
## 5 Modellierung systematischer Prozesseinflüsse

Auf Basis der Untersuchungen aus Kapitel 4 und den daraus hervorgegangenen systematischen Zusammenhängen werden in diesem Kapitel Modelle entwickelt, um die Beeinflussung der Werkstückqualität im Prozess abzubilden. Dadurch sollen Form- und Oberflächenfehler am Werkstück online aus Prozesssignalen berechnet und bewertet werden können. Dafür werden zunächst Anforderungen an die System- und Modellstruktur festgelegt.

### 5.1 Definition der System- und Modellstruktur

Der erste Schritt zur Entwicklung von Modellen ist die Festlegung der Systemgrenze für das betrachtete System. Dabei werden insbesondere die auf der Systemgrenze liegenden Ein- und Ausgangsgrößen eines Systems betrachtet, um die Modellstruktur abzuleiten. Dafür wird der Zerspanprozess zunächst als Black-Box System betrachtet, welches über Ein- und Ausgangsgrößen verfügt (Bild 2.3). Neben den Prozessstell- und Systemgrößen wirken sich Störgrößen auf den Prozess aus. Störgrößen können bspw. externe Schwingungsanregungen, Wärmequellen oder Verschiebungen sein. Zur Festlegung der Informationsflüsse werden zunächst die Schnittstellen innerhalb des Virtuellen Planers festgelegt.

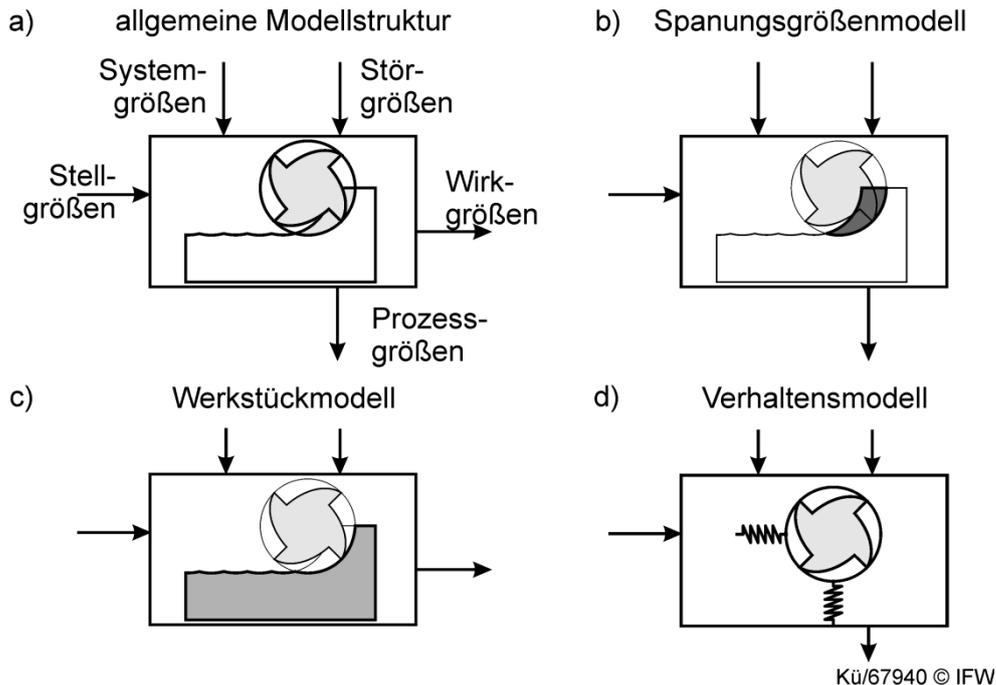
Das in dieser Arbeit entwickelte Verfahren zur Online-Bewertung von Fräsprozessen soll im Rahmen des Virtuellen Planers (Bild 2.2) aktuelle Zustandsinformationen aus der Werkzeugmaschine bereitstellen. Dazu werden Prozessgrößen aus der sensorischen Werkzeugmaschine hinsichtlich der aktuellen Werkstückqualität ausgewertet und diese in Form von Fertigungsergebnissen an die Fertigungssteuerung weitergeleitet. Gemäß dieser Anforderung müssen sich die zu entwickelnden Prozessmodelle in die Informationsstruktur des Virtuellen Planers eingliedern. Im folgenden Bild 5.1 sind die Schnittstellen der zu entwickelnden Prozessmodelle zum Virtuellen Planer dargestellt.



Kü/74115 © IFW

**Bild 5.1:** Struktur des Virtuellen Planer (Bild 2.2), Eingliederung der Prozessmodelle

In dieser Arbeit sollen Prozessmodelle dazu verwendet werden, Einflüsse auf Spanungs- und Wirkgrößen aus gemessenen Prozess- und Störgrößen zu berechnen und zu bewerten. Aus dieser Zielsetzung lassen sich drei Funktionen ableiten, die durch vereinfachte Prozessmodelle realisiert werden können. Die hier verwendete grundlegende Modellstruktur zur Abbildung von Zerspanprozessen ist in Bild 5.2 a) dargestellt. In Bild 5.2 b)-d) sind nach diesem Schema drei vereinfachte Prozessmodelle mit unterschiedlichen Aufgabenstellung aufgeführt. Diese werden nachfolgend erläutert.



**Bild 5.2:** Allgemeine Struktur für Prozessmodelle und abgeleitete Teilmodelle

Zur Berechnung von Prozesszuständen aus gemessenen Zerspankräften wird ein Spanungsgrößenmodell benötigt, welches die Spanbildung in Abhängigkeit der Stell- und Systemgrößen abbildet. Über den Zusammenhang zwischen Spanungsgrößen und Zerspankräften soll mit diesem Modell der Einfluss von Störgrößen aus den Zerspankräften berechnet werden (Bild 5.2 b).

Um den Einfluss der identifizierten Zustands- und Störgrößen auf die Wirkgrößen des Prozesses zu beziehen, wird ein Werkstückmodell benötigt. Dazu ist der Materialabtrag und die Werkstückkontur zu berechnen, auf Basis derer eine Bewertung der Fertigungsqualität erfolgt (Bild 5.2 c).

Neben den Prozessmodellen sind Verhaltensmodelle zu entwickeln, um die systematischen Prozesseinflüsse (Kapitel 4) abbilden zu können. Die berechneten Zustands- und Störgrößen (Bild 5.2 b) werden auf das Verhaltensmodell angewandt und in Form von Störgrößen in das Materialabtragsmodell (Bild 5.2 c) weitergeleitet. Ein Verhaltensmodell lässt sich über die gleiche Modellstruktur wie ein Prozessmodell aufbauen (Bild 5.2 d).

## 5.2 Modellierung des Zerspanprozesses

Die Mehrzahl der Zustände und Größen eines Zerspanprozesses ist nicht direkt aus dem Prozess heraus beobachtbar. Daher wird im Folgenden ein Prozessmodell entwickelt, das die Berechnung von Zustands- und Störgrößen aus messbaren Prozessgrößen ermöglicht. Zudem ermöglicht das Prozessmodell die Abbildung von Störgrößen auf Wirkgrößen, wie bspw. der Oberflächengüte.

### 5.2.1 Modellierung des Materialabtrags

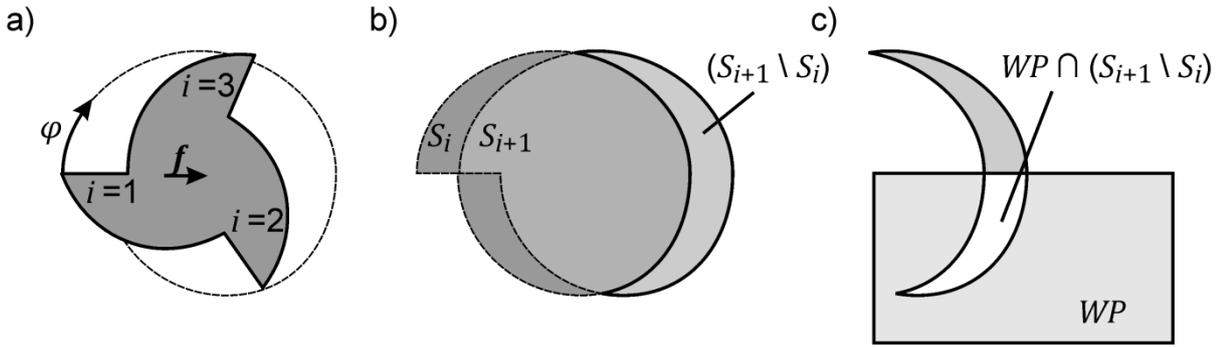
Das Materialabtragsmodell hat zur Aufgabe, die Spanungsgrößen des Fräsprozesses anhand gegebener Stell-, System- und Störgrößen zu berechnen. Um die zuvor identifizierten Qualitätseinflüsse abbilden zu können, ist eine hinreichend kleine Auflösung der Materialabtragsberechnung notwendig. Zur Modellierung des Materialabtrags werden die folgenden Annahmen getroffen:

- Der Werkzeugweg und die daraus resultierende Schneidenbahn lassen sich aus den System- und Stellgrößen ableiten.
- Die Rotationsbahnen der Schneiden lassen sich durch sehr kleine, lineare Abschnitte approximieren.
- Das Werkstück kann in jedem Bearbeitungszustand über äquidistant verteilte geschlossene Polygonzüge beschrieben werden (Höhenlinien).

Es existieren verschiedene Diskretisierungsansätze, um den Materialabtrag für Zerspanprozesse mathematisch zu berechnen. Im Folgenden wird für die Modellierung des Fräsprozesses das Höhenlinienmodell von Schmidt [SCH11] verwendet, da es eine hohe Abbildungsgenauigkeit für dreiachsige Fräsprozesse, bei vergleichsweise geringem Rechenaufwand und Speicherbedarf, aufweist (Kapitel 2.3). Durch diesen Ansatz lassen sich sowohl Werkzeug- als auch Werkstückgeometrie in äquidistanten Höhen vereinfacht abbilden und darstellen. Das Werkstück lässt sich mit Hilfe des Höhenlinienmodells in kartesischen Koordinaten durch ein geschlossenes Werkstückpolygon  $WP$  auf diskreten Höhen  $j$  mit  $k$  Eckpunkten beschreiben:

$$WP_j = \begin{bmatrix} x_{j1} & \cdots & x_{jk} \\ y_{j1} & \cdots & y_{jk} \\ z_{j1} & \cdots & z_{jk} \end{bmatrix}, \text{ mit } j = 1 \dots m \quad (5.1)$$

Mit der in Kapitel 2.3.1 eingeführten Beschreibung der Schneidenbahn  $S(t)$  (Gleichung 2.1) lässt sich der Materialabtrag durch die Boolesche Verschneidung der Schneidenbahnen mit dem Werkstückpolygon  $WP$  berechnen. Das folgende Bild 5.3 zeigt die Schritte zur Berechnung des Materialabtrags für einen Fräser mit drei Schneiden.



Kü/67953 © IFW

**Bild 5.3:** a) Entstehung der Schneidenbahnen, b) des Spurvolumens und c) des Spanungsquerschnittes

Aus der überlagerten translatorischen Vorschub- und der rotatorischen Drehbewegung des Fräsers ergibt sich die Trochoidenbahn der Schneide  $S_i$  (Bild 5.3 a). Aus der Differenz der beiden aufeinanderfolgenden Schneidenbahnen  $S_i$  und  $S_{i+1}$  ergibt sich die Grundfläche des Spurvolumens des Werkzeugs für einen Zahnengriff (Bild 5.3 b). Durch die Verschneidung der Spurvolumengrundfläche mit dem Werkstückpolygon  $WP$  ergibt sich die Spanungsfläche  $A_{ch}$  (Bild 5.3 c). Die Berechnung der Spanungsfläche wird für jedes Höhenelement  $j$  separat durchgeführt:

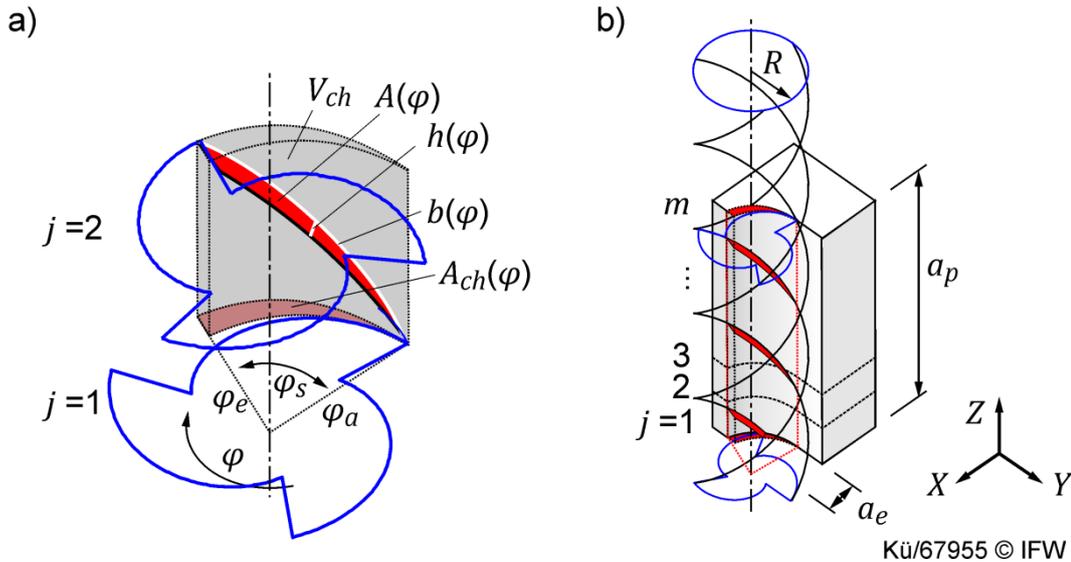
$$A_{ch\ ij} = WP_j \cap (S_{i+1\ j} \setminus S_{ij}) \quad (5.2)$$

Hiermit kann ein diskretes Spannungsvolumen  $V_{ch\ ij}$  zwischen zwei Ebenen der Höhe  $z$  berechnet werden. Die Summe der Einzelspannungsvolumina über alle Höhen-segmente ergibt das Spannungsvolumen  $V_{ch}$  für eine Schneide  $i$ .

$$V_{ch\ ij} = A_{ch\ ij} \cdot (z_{j+1} - z_j) \quad (5.3)$$

$$V_{ch\ i} = \sum_{j=1}^{j=m-1} V_{ch\ ij} \quad (5.4)$$

Neben der Berechnung des Materialabtrags ist eine detaillierte Beschreibung der charakteristischen Spanungsgrößen notwendig, um den Zusammenhang zu den Zerspänkräften beim Fräsen abzubilden. Die Spanbildung beim Fräsen kann durch die charakteristischen Spanungsgrößen Spanungsquerschnitt  $A$ , Spannungsdicke  $h$  und durch die Spanungsbreite  $b$  beschrieben werden (Bild 5.4 a). Diese Größen variieren beim Fräsprozess typischerweise über der Werkzeugdrehung  $\varphi$ . Bei Schafffräsern mit gedrahten Schneiden ( $\gamma \neq 0^\circ$ ) ändern sich diese Größen zudem noch über die Eingriffstiefe  $a_p$  (Bild 5.4 b).



**Bild 5.4:** a) Spannungsvolumen und Spannungsgrößen, b) Verteilung der Spannungsquerschnitte über die Eingriffstiefe

Der Verlauf der Spannungsgrößen  $h(\varphi)$  und  $b(\varphi)$  über die Werkzeugrotation lässt sich durch die folgende Funktion geometrisch bestimmen:

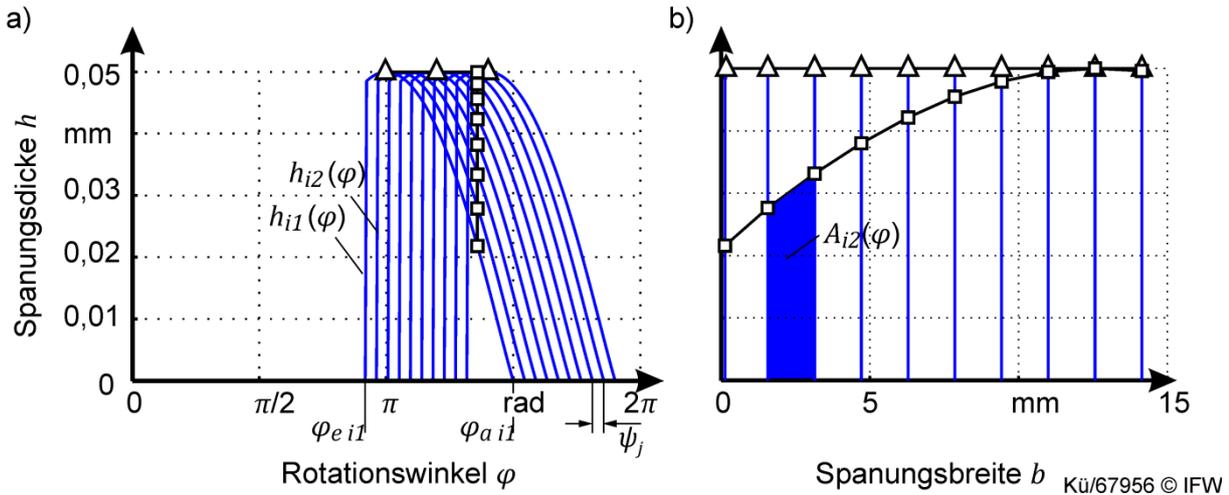
$$h_{ij}(\varphi) = \sqrt{\left(S_{i-1jx}(\varphi) - S_{ijx}(\varphi)\right)^2 + \left(S_{i-1jy}(\varphi) - S_{ijy}(\varphi)\right)^2} \quad (5.5)$$

$$b_j(\varphi) = R \cdot \frac{(\varphi - \varphi_{e j})}{\sin(\gamma)} \quad \text{für } \varphi_{e j} < \varphi < \varphi_{a j} \quad (5.6)$$

$$\varphi_{e j} = \cos^{-1}\left(1 - \frac{a_e}{R}\right) + \psi_j \quad (5.7)$$

$$\varphi_{a j} = \sin^{-1}\left(\frac{f_z}{2 \cdot R}\right) + \pi + \psi_j \quad (5.8)$$

wobei  $\varphi_e$  der Eintritts- und  $\varphi_a$  der Austrittswinkel ist,  $\phi_i$  der Schneidenteilungswinkel (Gleichung 2.3) und  $\psi_j$  der Schneidenpositionswinkel (Gleichung 2.4) ist. Durch den Spiralwinkel der Schneiden ist der Verlauf der Spannungsdicke  $h_j(\varphi)$  für jedes Höhenelement  $j$  um den Winkel  $\psi_j$  phasenverschoben. Dies wird deutlich, wenn man den Spannungsdickenverlauf  $h(\varphi)$  für jedes Höhenelement  $j$  im Werkzeugeingriff aufzeichnet (Bild 5.5 a).



**Bild 5.5:** a) Spannungsdickenverlauf und b) Spannungsquerschnittsverlauf über der Eingriffstiefe

Aus dem Verlauf der Spannungsdicke  $h(\varphi)$  über die Spannungsbreite (Bild 5.5 b) lässt sich der Spannungsquerschnitt  $A$  für eine Winkelstellung des Werkzeugs  $\varphi$  mit Hilfe der Trapezformel nach Gleichung 5.9 aus der diskreten Spannungsdicke  $h_{ij}$  und der Spannungsbreite  $b_j$  berechnen:

$$A_{i,j}(\varphi) = \frac{h_{i,j}(\varphi) + h_{i,j+1}(\varphi)}{2} \cdot b_j \quad \text{für } j = 1 \dots m - 1 \quad (5.9)$$

$$A_i(\varphi) = \sum_{j=1}^{j=m-1} A_{i,j}(\varphi) \quad (5.10)$$

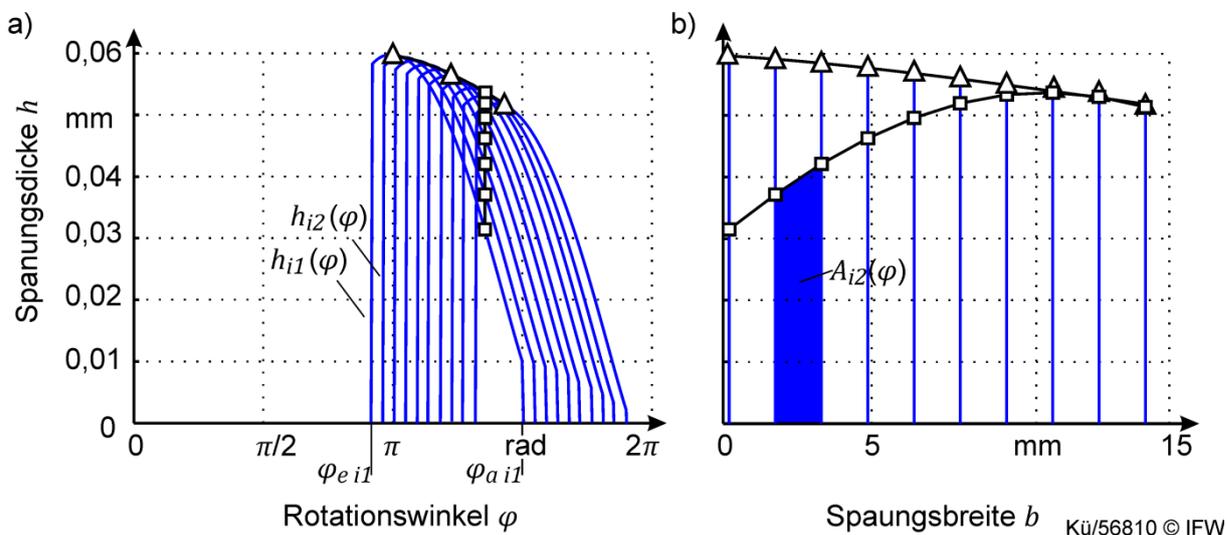
In der Realität wird der Spannungsvorgang durch verschiedene Störeinflüsse beeinträchtigt (Kapitel 4.3). Zur Abbildung dieser Störgrößen bei der Berechnung der Spannungsgrößen werden diese in Form eines Verschiebungsvektors  $r$  bei der Berechnung der Schneidenbahnen (nach Gleichung 2.1) berücksichtigt:

$$S_{ij}(t) = S r_{ij}(t) + S f(t) + r(t) \quad (5.11)$$

Der Verschiebungsvektor  $r$  beinhaltet die Verschiebungskomponenten  $u$ ,  $v$ ,  $w$  in den  $X$ -,  $Y$ - und  $Z$ -Koordinaten. Über die Anbindung externer Verhaltensmodelle können damit bspw. Prozessschwingungen oder Temperaturverformungen in Form von Relativbewegungen zwischen Werkstück und Werkzeug bei der Spannbildung berücksichtigt werden.

Im Folgenden wird der Einfluss des Rundlauffehlers auf die Spannungsgrößen modelliert. Zur Abbildung der Rundlauffehlersystematik werden die in Kapitel 4.3.2 beschriebenen Gleichungen zur Berechnung der Schneidenbahnen verwendet. Um die durch den Rundlauffehler beeinflussten Schneidenbahnen  $S_{ij}$  zu berechnen, wird der Rotationskreisradius  $R_{ij}$  in Gleichung 4.11 eingesetzt. Aus den Schneidenbahnen,

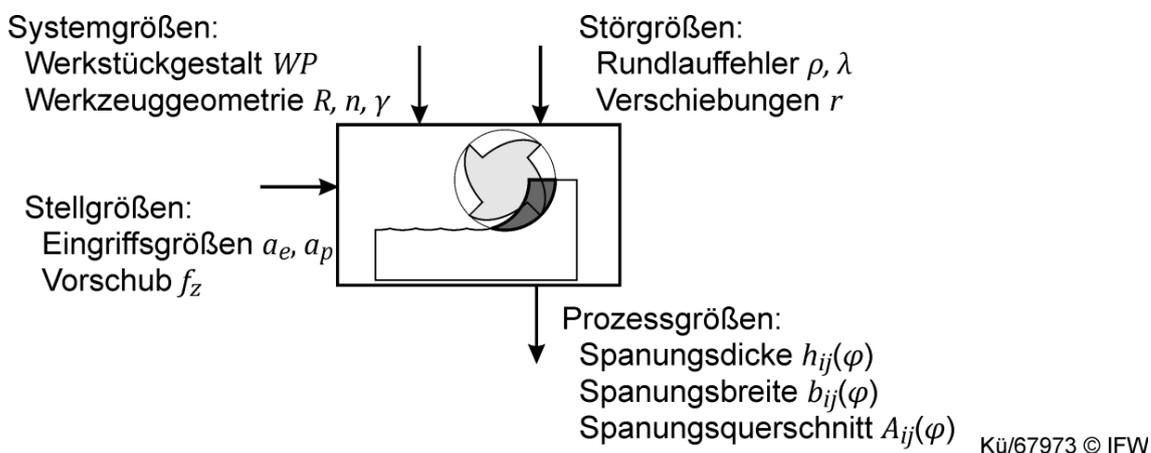
können anschließend nach Gleichung 5.5 die Spanungsgrößen berechnet werden. Das folgende Bild 5.6 zeigt die berechneten Spanungsgrößen für den Fräsprozess aus Bild 5.5 mit einem Rundlauffehler von  $\rho = 10 \mu\text{m}$ .



**Bild 5.6:** a) Spanungsdickenverlauf mit Rundlauffehler und b) Spanungsquerschnittsverlauf über der Eingriffstiefe

Gegenüber dem Spanungsdickenverlauf eines Werkzeugs ohne Rundlauffehler (Bild 5.5) verursacht der Rundlauffehler hier eine Modulation der Spanungsdicken über der Werkzeugumdrehung (Bild 5.6 a). Die Änderung der Rundlauffehlerlage durch den Schneidenpositionswinkel  $\psi_j$  (Gleichung 2.4) führt hier zu einer Variation der Spanungsdickenverläufe über der Eingriffstiefe (Bild 5.6 b). Der Spanungsquerschnitt  $A(\varphi)$  für eine Winkelposition lässt sich aus den Spanungsdickenverläufen  $h_{ij}(\varphi)$  ebenfalls mit Gleichung 5.9 berechnen.

Das in diesem Kapitel entwickelte Modell zur Berechnung der Spanungsgrößen für Fräsprozesse lässt sich nun wie folgt aufstellen.

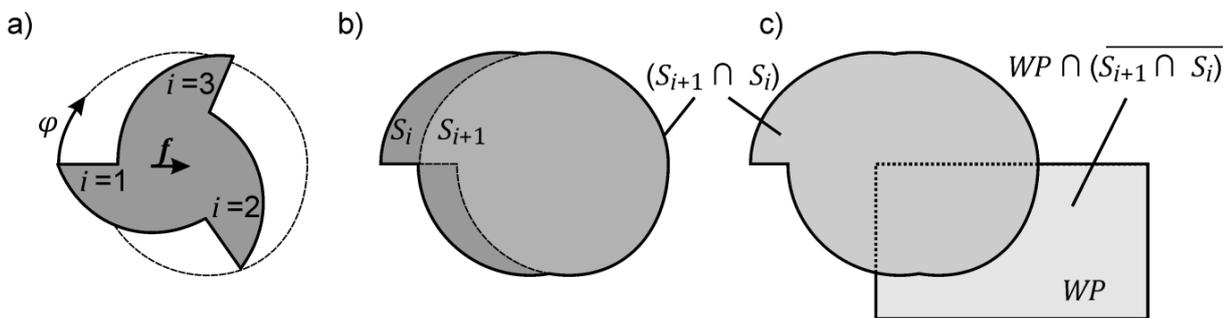


**Bild 5.7:** Struktur des Spanungsgrößenmodells

Das Spanungsgrößenmodell ermöglicht die Berechnung der Spanungsgrößen ( $h$ ,  $b$ ,  $A$ ) aus den gegebenen System- und Stellgrößen des Fräsprozesses. Durch die Berücksichtigung von Störgrößen in Form von Verschiebungen können Störeinflüsse, wie bspw. die Werkzeugabdrängung oder der Werkzeuggrundlauffehler, bei der Berechnung der Spanungsgrößen berücksichtigt werden.

### 5.2.2 Modellierung der Werkstückgestalt

Um Einflüsse auf die Werkstückqualität abbilden zu können, wird in diesem Kapitel ein Materialabtragsmodell entwickelt, das Oberflächen- und Formfehler auf der Werkstückkontur mit Hilfe des Höhenlinienmodells berechnet. Die Werkstückgestalt lässt sich, ähnlich wie der Materialabtrag (Bild 5.3), aus der Verschneidung der Schneidenbahnen mit der Werkstückkontur bestimmen. Dazu werden die eingeschlossenen Flächen der aufeinanderfolgenden Schneidenbahnen  $S_i$  und  $S_{i+1}$  vereinigt (Bild 5.8 b) und mit dem Werkstückpolygon  $WP$  verschnitten (Bild 5.8 c):



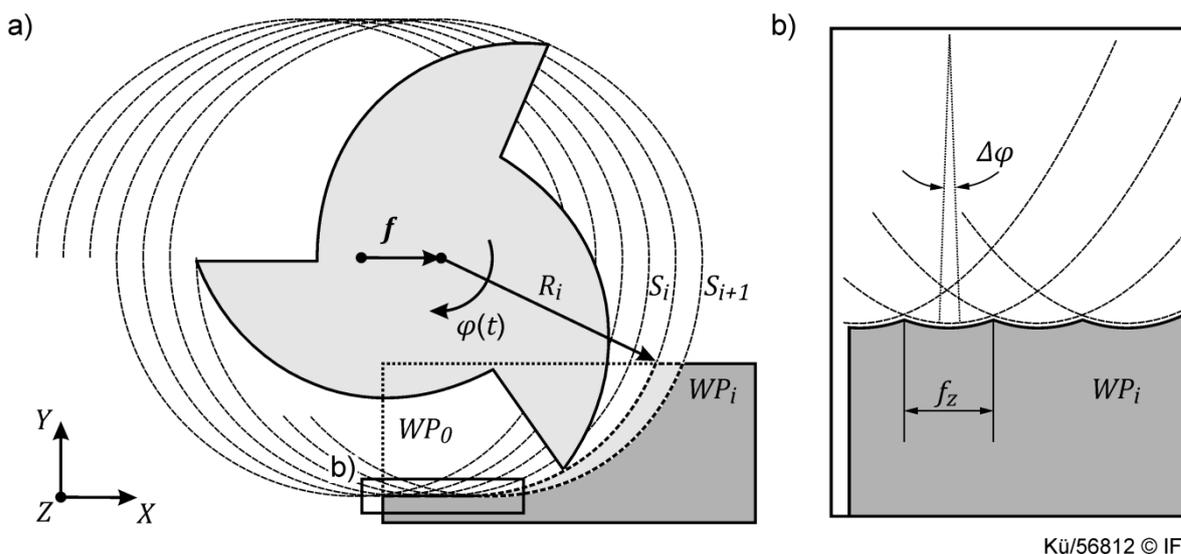
Kü/67954 © IFW

**Bild 5.8:** a) Schneidenbahn  $S_i$ , b) Spurvolumen und c) Werkstückpolygon

Durch die Boolesche Verschneidung der Schneidenbahnen mit der vorherigen Werkstückkontur wird die neue Werkstückkontur berechnet:

$$WP_{i+1} = WP_i \cap \overline{(S_i \cap S_{i+1})} \quad (5.12)$$

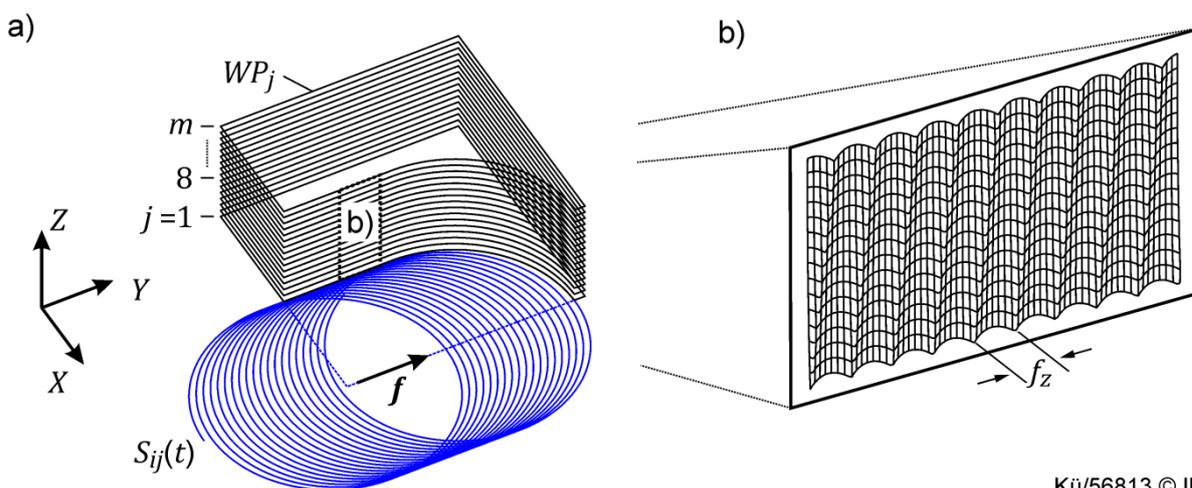
Das aus dieser Berechnung resultierende Werkstückpolygon  $WP_{i+1}$  beschreibt die Umfangskontur des Werkstücks mit einer hohen Auflösung. Im Vergleich zu diskreten Werkstückmodellen, wie dem Dixel-Modell (Kapitel 2.3.1), kann die Werkstückkontur beim Höhenlinienmodell beliebig fein aufgelöst werden. Deshalb eignet sich der Ansatz des Höhenlinienmodells, um die Oberflächenfeingestalt des Werkstücks mit einer Auflösung von wenigen Mikrometern zu berechnen. Durch den Versatz der Schneiden des Fräswerkzeugs zeichnet sich die für das Umfangsfräsen typische Welligkeit auf der Oberfläche des Werkstücks ab. Diese sogenannten kinematischen Vorschubrillen können bei hinreichend hoher Winkelauflösung der Schneidenbahnen ( $\Delta\varphi < 1^\circ$ ) mit dem Materialabtragsmodell auf dem Werkstückpolygon erzeugt werden. Dies wird im folgenden Bild 5.9 verdeutlicht:



Kü/56812 © IFW

**Bild 5.9:** a) Eingriffssituation beim Fräsen und b) Vorschubrillen am Werkstück

Das Werkstückpolygon  $WP$  wird separat für jedes Höhenelement  $j$  berechnet. Somit wird die dreidimensionale Werkstückkontur auf äquidistant verteilten Höhenlinien abgebildet (Bild 5.10 a). Durch die Interpolation der verteilten Konturlinien des Höhenlinienmodells und durch die Abbildung der Polygonpunkte auf einem diskreten Netz wird ein geschlossenes Oberflächennetz erzeugt (Bild 5.10 b). Durch die Vergrößerung der bearbeiteten Werkstückoberfläche sind die Vorschubrillen deutlich auf der Oberfläche des Werkstückmodells zu erkennen.

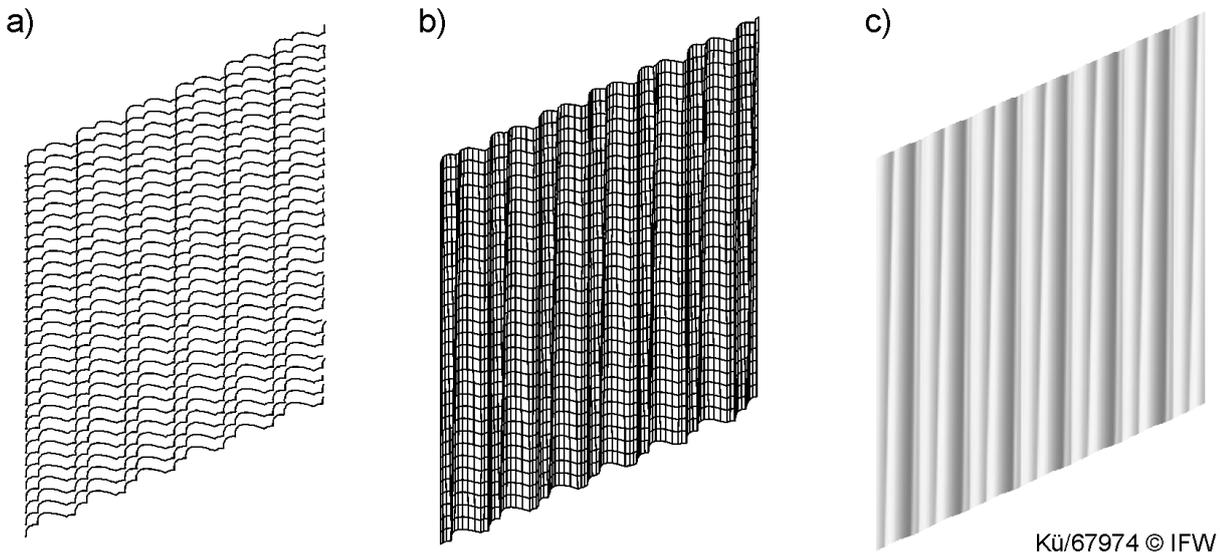


Kü/56813 © IFW

**Bild 5.10:** a) 3-dimensionales Werkstückmodell und b) Oberflächennetz

Aus der Werkstückkontur von einer Höhenlinie kann direkt das Oberflächenprofil in Vorschubrichtung extrahiert und die kinematische Oberflächenrauheit bewertet werden (Bild 5.11 a). Durch die Interpolation und Vernetzung des Höhenlinienmodells können Gestaltabweichungen erster und zweiter Ordnung in vertikaler Richtung extrahiert werden (Bild 5.11 b). Das Oberflächennetz kann anschließend in ein Flächenmodell umgeformt werden, um durch Reflektions- und Lichteffekte einen

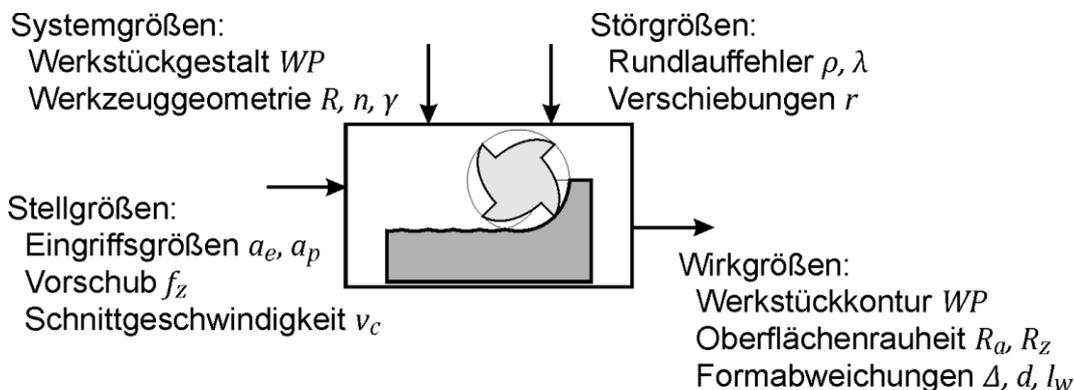
fotorealistischen Eindruck der Oberflächenbeschaffenheit zu vermitteln (Bild 5.11 c). Dies ermöglicht einen visuellen Vergleich mit dem am realen Werkstück auftretenden Oberflächenmuster.



Kü/67974 © IFW

**Bild 5.11:** a) Höhenlinienmodell b) Netzmodell und c) gerendertes Flächenmodell

Die Struktur des Werkstückmodells lässt sich nun in Bild 5.12 zusammenfassen.



Kü/67975 © IFW

**Bild 5.12:** Struktur des Werkstückmodells

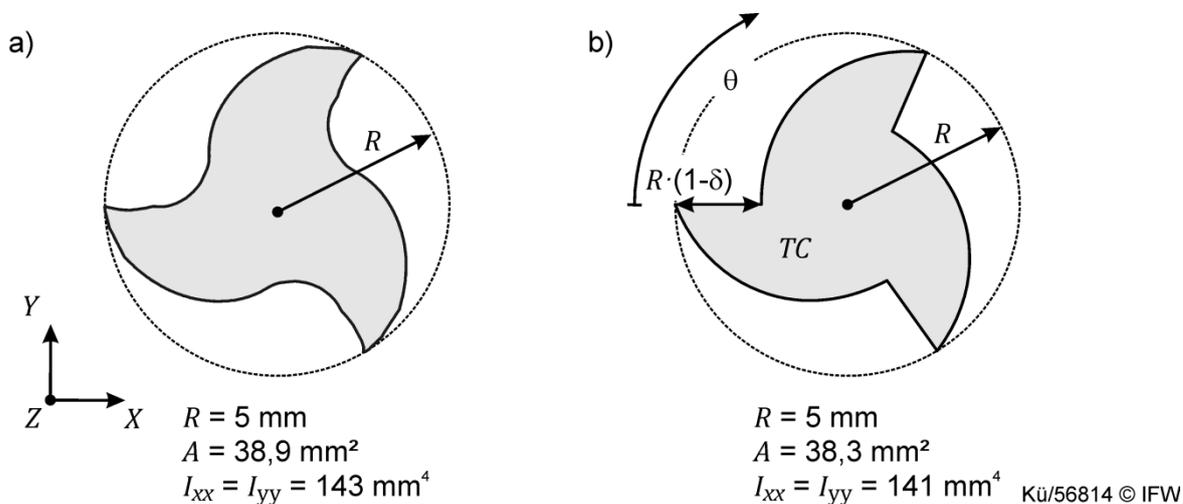
Das Werkstückmodell verwendet Stell- und Systemgrößen, um die resultierende Werkstückkontur zu berechnen. Über die Berücksichtigung von Störgrößen, wie bspw. Rundlauffehler oder Verschiebungen, kann deren Einfluss auf die Werkstückkontur berechnet werden. Das Modell berechnet die Werkstückkontur, welche anschließend zur Bewertung der Oberflächenrauheit und der Form- und Lageabweichungen verwendet werden kann. Zur Berechnung der durch die Zerspankräfte verursachten Werkzeugabdrängungen wird im nächsten Kapitel ein Werkzeugmodell entwickelt.

### 5.3 Modell des Zerspanwerkzeugs

In Kapitel 4.3 konnte gezeigt werden, wie sich die Werkzeuggestalt und die geometrischen Bahnabweichungen des Werkzeugs auf die Werkstückoberfläche auswirken. In Kapitel 4.5 wurde der Einfluss mechanischer Verformungen des Werkzeugs auf die Entstehung von Formabweichungen am Werkstück identifiziert. Um diese Einflüsse im Prozess bewerten zu können (Anf. 4 und 6 aus Kapitel 3), ist die Abbildung der Werkzeugeigenschaften in einem Werkzeugmodell notwendig.

#### 5.3.1 Entwicklung eines parametrischen Werkzeugmodells

Um die mechanischen Eigenschaften des Zerspanwerkzeugs hinreichend genau für verschiedene Werkzeuggeometrien abbilden zu können, ohne diese experimentell ermitteln zu müssen, ist eine geometrische Beschreibung des Werkzeugkörpers notwendig. Bisher sind exakte Geometriemodelle von Zerspanwerkzeugen nur sehr aufwändig mit Hilfe der CAD-Konstruktion zu erstellen (Kapitel 2.4.4). Daher soll hier ein detailliertes Geometriemodell anhand möglichst weniger bekannter Werkzeugparameter aufgebaut werden. Im Folgenden wird ein parametrisches Geometriemodell für Schafffräser entwickelt, welches die Variation der Querschnittsgeometrie entlang der Werkzeugachse abbildet. In Bild 5.13 ist der Werkzeugquerschnitt des verwendeten Schafffräasers aus Kapitel 4.5 dargestellt.



**Bild 5.13:** Vergleich des a) realen Werkzeugquerschnittes und b) des vereinfachten parametrischen Werkzeugquerschnittes

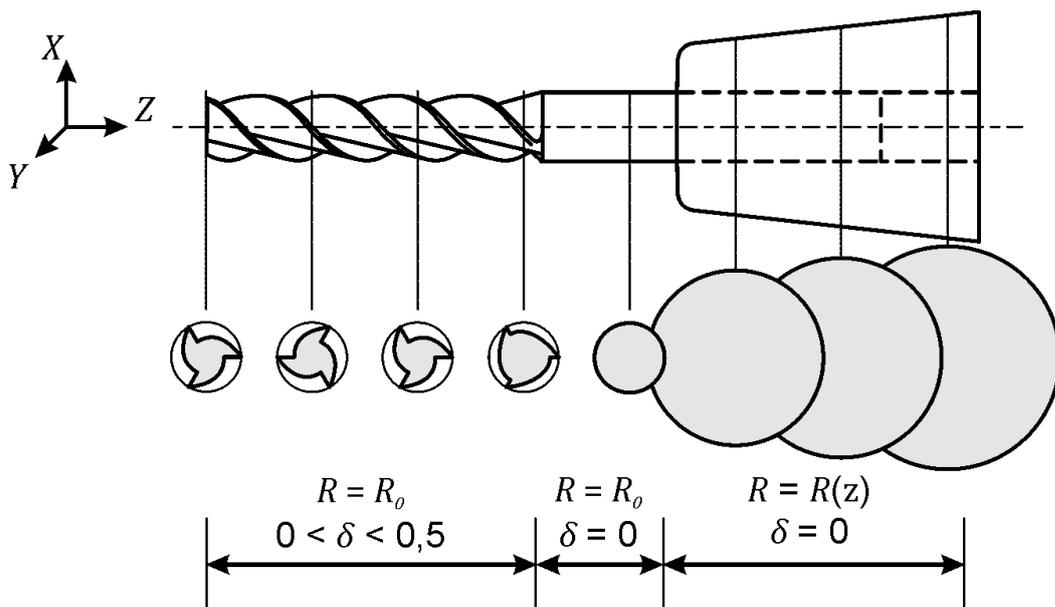
Zur Nachbildung der Querschnittsgeometrie eines Schafffräasers werden die folgenden Geometrieparameter verwendet:

- Nomineller Werkzeugradius  $R$ ,
- Anzahl der Schneiden  $n$ ,
- Spiralwinkel der Schneiden  $\gamma$ ,
- Gesamtlänge des Werkzeugs  $L_g$ ,
- Schneidenlänge  $L_s$  und
- Spanraumfaktor  $\delta$ .

Der Werkzeugquerschnitt weicht nur durch den Spanraum von einer Kreisform ab (Bild 5.13 a). Der Querschnitt des Schafffräasers kann demnach basierend auf einem Kreisquerschnitt nachgebildet werden. Dafür wird der Werkzeugquerschnitt  $TC$  über eine Kreisfunktion mit variablem Kreisradius über der Polarkoordinate  $\theta$  beschrieben:

$$TC_j = \begin{bmatrix} R(1 - \delta \cdot \cos(\phi)) \sin(\theta - \psi_j) \\ R(1 - \delta \cdot \cos(\phi)) \cos(\theta - \psi_j) \end{bmatrix}, \text{ für } \theta \in [0, 2\pi] \quad (5.13)$$

Wobei  $\phi$  der Schneideteilungswinkel nach Gleichung 2.3 und  $\psi_j$  der Schneidpositionsinkel nach Gleichung 2.4 ist. Um die Übereinstimmung dieser vereinfachten Querschnittsform zu validieren, wurden der Flächeninhalt  $A_{wz}$  und das Flächenträgheitsmoment  $I_{xx}$  und  $I_{yy}$  aus dem Werkzeugquerschnitt  $TC$  berechnet und dem Werkzeugquerschnitt in Bild 5.13 a) gegenübergestellt. Die Abweichungen der relevanten Geometrieparameter, dem Flächeninhalt und dem Flächenträgheitsmoment, sind kleiner als 2% (Bild 5.13). Der vereinfachte Werkzeugquerschnitt bildet den gemessenen Werkzeugquerschnitt somit gut ab. Die Güte der Abbildung der Querschnittsgeometrie ist maßgeblich von der Kenntnis des Spanraumfaktors abhängig, da dieser die Flächeninhalte und Flächenträgheitsmomente bestimmt. Der Wert kann über die Herstellerangaben anhand des Kerndurchmessers des Fräsers ermittelt werden. Mit Gleichung 5.13 lässt sich auch die Variation der Querschnittsform entlang der Werkzeugachse  $Z$  mathematisch beschreiben. Dafür wird das Werkzeug in  $m$  Segmente unterteilt. Durch die Variation des Spanraumfaktors  $\delta$  entlang der Werkzeugachse lassen sich neben den Werkzeugschneiden auch der Werkzeugschaft und die Werkzeugaufnahme geometrisch beschreiben. Im folgenden Bild 5.14 ist das Geometriemodell für einen Schafffräser mit Werkzeugaufnahme dargestellt:



Kü/67939 © IFW

**Bild 5.14:** Parametrisches Geometriemodell für Schafffräser mit Werkzeugaufnahme

Die Variation der Querschnittsgeometrie entlang der Werkzeugachse  $Z$  kann auf Basis weniger Parameter ( $\delta(Z)$  und  $R(Z)$ ) im Modell berücksichtigt werden. Die Geometrie der Werkzeugschneiden wird durch die Variation des Spanraumfaktors  $\delta$  und des Schneidenpositionswinkels  $\psi_j$  nachgebildet. Im Bereich des Werkzeugschafts wird der Spanraumfaktor  $\delta$  zu Null. Im Bereich des Werkzeughalters kann der Werkzeugradius  $R$  der Form des Werkzeughalters angepasst werden. Das entwickelte parametrische Geometriemodell für Schafffräser bietet damit eine hohe Flexibilität für die Abbildung verschiedener Fräsergeometrien.

### 5.3.2 Modellierung der mechanischen Eigenschaften

Um die Biegesteifigkeit des Fräswerkzeugs entlang der Werkzeugachse zu berechnen, werden die Querschnittsflächen und Flächenträgheitsmomente aus der vereinfachten Querschnittsgeometrie aus Gleichung 5.13 über die Werkzeuglänge berechnet. Die Werkzeugquerschnitte liegen als Polygone mit  $o$  Punkten vor. Die Flächeninhalte des Polygons lassen sich über die Trapezmethode berechnen:

$$A(z) = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^{o-1} (y_{k+1}x_k - y_kx_{k+1}), \text{ für } k = 1 \dots o \quad (5.14)$$

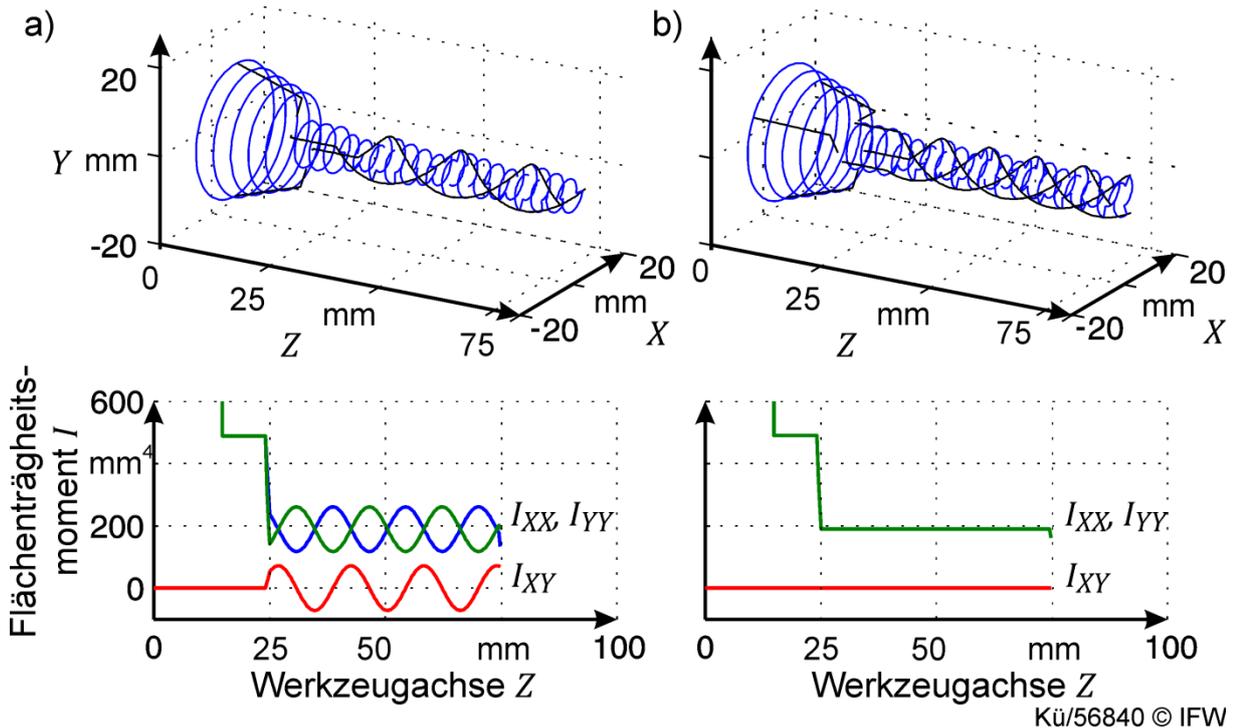
Das Flächenträgheitsmoment des Werkzeugquerschnitts wird wie folgt berechnet:

$$I_{xx} = \frac{1}{12} \sum_{k=1}^{o-1} [y_k^2 + y_ky_{k+1} + y_{k+1}^2](x_ky_{k+1} - x_{k+1}y_k) \quad (5.15)$$

$$I_{yy} = \frac{1}{12} \sum_{k=1}^{o-1} [x_k^2 + x_kx_{k+1} + x_{k+1}^2](x_ky_{k+1} - x_{k+1}y_k) \quad (5.16)$$

$$I_{xy} = I_{yx} = \frac{1}{24} \sum_{k=1}^{o-1} [x_ky_{k+1} + 2x_ky_k + 2x_{k+1}y_{k+1} + x_{k+1}y_k](x_{k+1}y_k - x_ky_{k+1}) \quad (5.17)$$

Dabei ist zu beachten, dass bei Werkzeugquerschnitten mit mehr als zwei Schneiden, auf Grund der Punktsymmetrie des Querschnittes, die Flächenträgheitsmomente in  $X$ - und  $Y$ -Richtung identisch sind (Bild 5.13). Das polare Flächenträgheitsmoment  $I_{xy}$  ist in diesem Fall Null. In Bild 5.15 sind die Querschnitte und Flächenträgheitsmomente für unterschiedliche Schafffräser dargestellt:



Kü/56840 © IFW

**Bild 5.15:** Verlauf der Flächenträgheitsmomente für exemplarische Schafffräser mit a) 2 und b) 3 Schneiden

Aus dem Verlauf der Flächenträgheitsmomente über der Werkzeugachse ist eine deutliche Abnahme der Biegesteifigkeit im Bereich der Werkzeugschneiden zu erkennen. Beim Werkzeug mit zwei Schneiden (Bild 5.15 a) variieren die Flächenträgheitsmomente entlang des Schneidenbereichs zudem periodisch. Außerdem treten periodisch variierende polare Flächenträgheitsmomente  $I_{xy}$  auf. Durch den Einfluss der Schneidengeometrie auf die Biegesteifigkeit des Schafffräasers wird deutlich, dass eine Modellierung des Nachgiebigkeitsverhaltens durch einen Biegebalken mit konstantem Querschnitt unzureichend ist, um dieses Verhalten abzubilden. Daher wird im Folgenden ein diskretes Nachgiebigkeitsmodell für Fräswerkzeuge entwickelt. Jedes Segment des Werkzeugs kann mit den folgenden Modellparametern beschrieben werden:

- Elastizitätsmodul  $E_j$ ,
- Segmentquerschnitt  $A_j$ ,
- Flächenträgheitsmoment  $I_{xx}, I_{yy}, I_{xy}$ ,
- Segmentlänge  $l$ .

Das Elastizitätsmodul  $E_j$  muss entsprechend den Werkstoffangaben des Werkzeugherstellers aus Tabellenwerken entnommen werden. Die Elementparameter können über das geometrische Werkzeugmodell aus Kapitel 5.3.1 und über die Gleichungen 5.14 bis 5.17 bestimmt werden. Jedes Element des diskreten Werkzeugmodells besitzt zwei Knoten mit jeweils sechs Freiheitsgraden. Die Verformung des Werkzeugs kann an einem Knotenpunkt durch den Verformungsvektor  $\mathbf{r}$  beschrieben werden. Wobei  $u, v, w$  die Verformungen in X-, Y-, Z-Richtung und  $\theta_x, \theta_y, \theta_z$  die

Verdrehung um die  $X$ -,  $Y$ -,  $Z$ -Achsen beschreiben. Die am Werkzeug angreifende Kraft  $\mathbf{F}$  führt zu einer Verformung in den Freiheitsgraden des Elements in Abhängigkeit der Steifigkeit  $\mathbf{K}$ :

$$\mathbf{r} = \mathbf{K}^{-1} \cdot \mathbf{F} \quad (5.18)$$

$$\mathbf{r} = [u_j, v_j, w_j, \theta_{x,j}, \theta_{y,j}, \theta_{z,j} \dots u_m, v_m, w_m, \theta_{x,m}, \theta_{y,m}, \theta_{z,m}] \quad (5.19)$$

$$\mathbf{F} = [F_{Xj}, F_{Yj}, F_{Zj}, M_{xj}, M_{yj}, M_{zj} \dots F_{Xm}, F_{Ym}, F_{Zm}, M_{xm}, M_{ym}, M_{zm}] \quad (5.20)$$

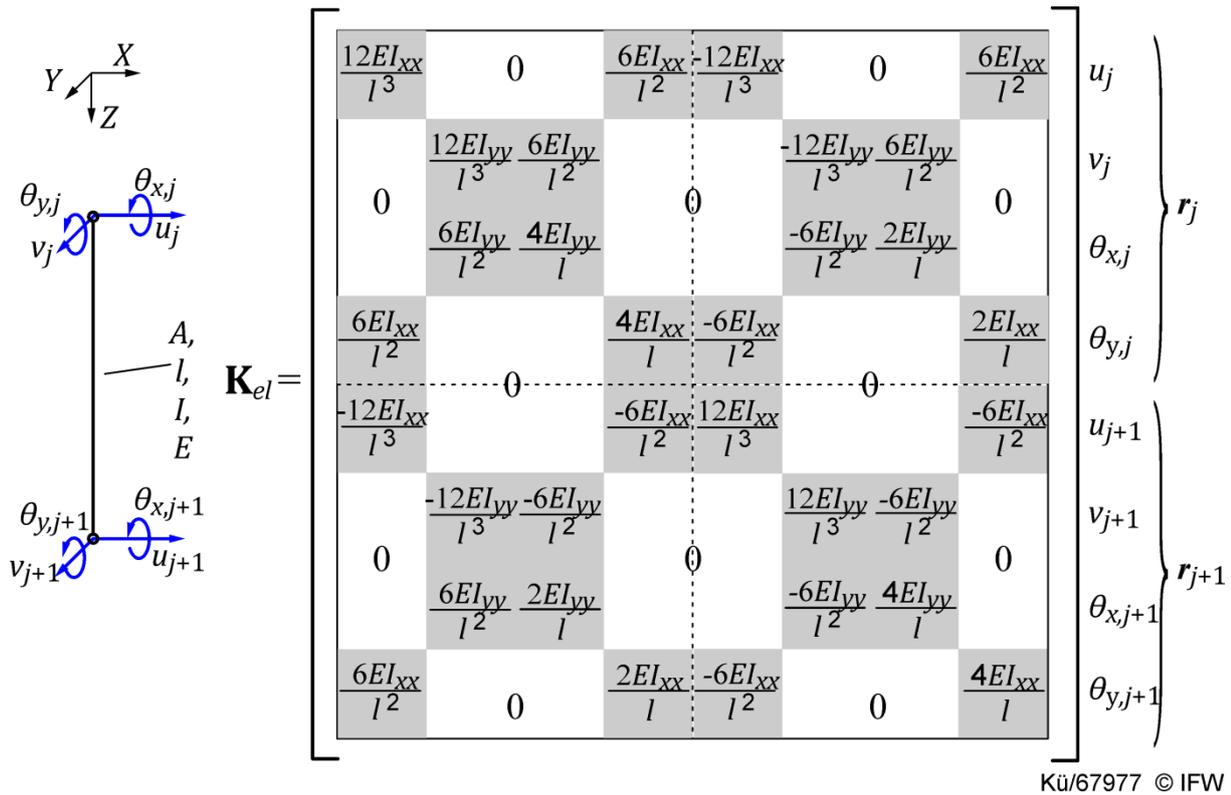
Im Folgenden werden für die Werkzeugverformung nur die Verformungen in  $X$ - und  $Y$ -Richtung betrachtet, da die elastische Längenänderung ( $Z$ -Achse) des Werkzeugs im Zerspanprozess zu vernachlässigen ist [SCH74]. Die Werkzeugsteifigkeit  $\mathbf{K}$  lässt sich damit durch eine Systemsteifigkeitsmatrix mit  $m$  Elementen mit variablen Elementsteifigkeiten abbilden. Die Elementsteifigkeitsmatrix  $\mathbf{K}_{el}$  setzt sich aus den richtungsabhängigen Elementsteifigkeiten  $\mathbf{K}_{el u}$  und  $\mathbf{K}_{el v}$  wie folgt zusammen:

$$\mathbf{K}_{el} = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{el u} & 0 \\ 0 & \mathbf{K}_{el v} \end{bmatrix} \quad (5.21)$$

$$\mathbf{K}_{el u} = \begin{bmatrix} \frac{12EI_{xx}}{l^3} & \frac{6EI_{xx}}{l^2} & \frac{-12EI_{xx}}{l^3} & \frac{6EI_{xx}}{l^2} \\ \frac{6EI_{xx}}{l^2} & \frac{4EI_{xx}}{l} & \frac{-6EI_{xx}}{l^2} & \frac{2EI_{xx}}{l} \\ \frac{-12EI_{xx}}{l^3} & \frac{-6EI_{xx}}{l^2} & \frac{12EI_{xx}}{l^3} & \frac{-6EI_{xx}}{l^2} \\ \frac{6EI_{xx}}{l^2} & \frac{2EI_{xx}}{l} & \frac{-6EI_{xx}}{l^2} & \frac{4EI_{xx}}{l} \end{bmatrix} \quad (5.22)$$

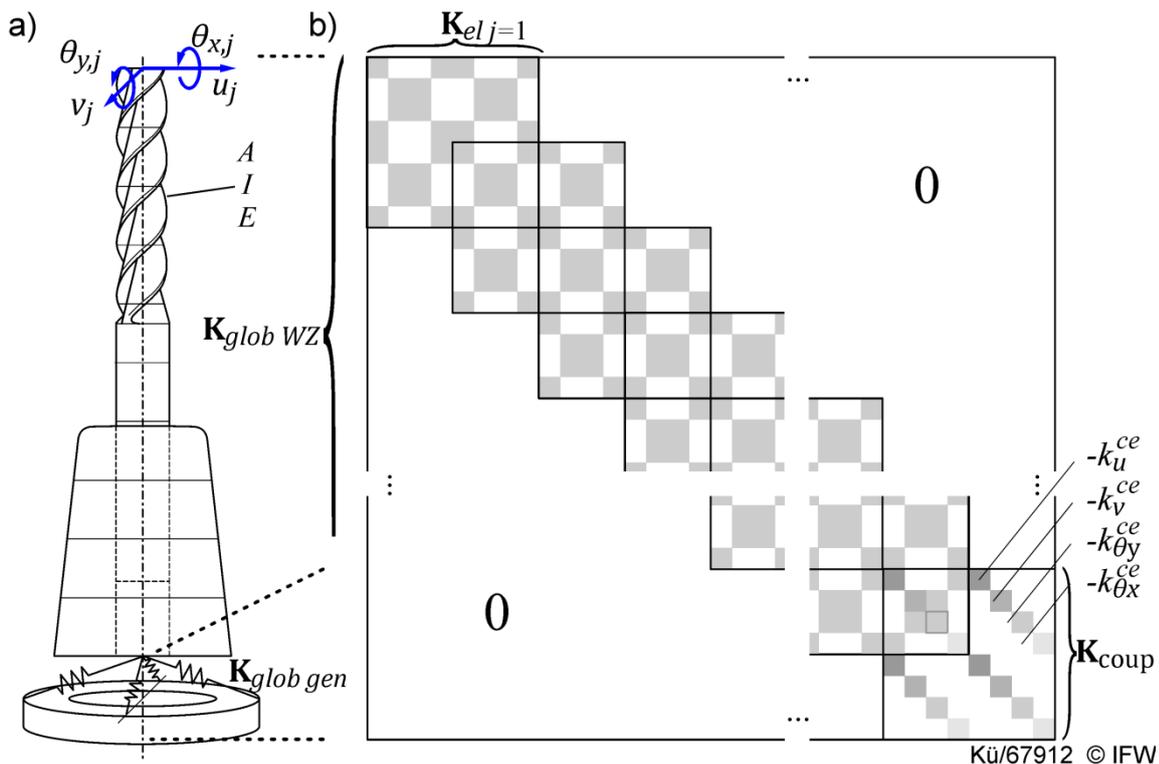
$$\mathbf{K}_{el v} = \begin{bmatrix} \frac{12EI_{yy}}{l^3} & \frac{6EI_{yy}}{l^2} & \frac{-12EI_{yy}}{l^3} & \frac{6EI_{yy}}{l^2} \\ \frac{6EI_{yy}}{l^2} & \frac{4EI_{yy}}{l} & \frac{-6EI_{yy}}{l^2} & \frac{2EI_{yy}}{l} \\ \frac{-12EI_{yy}}{l^3} & \frac{-6EI_{yy}}{l^2} & \frac{12EI_{yy}}{l^3} & \frac{-6EI_{yy}}{l^2} \\ \frac{6EI_{yy}}{l^2} & \frac{2EI_{yy}}{l} & \frac{-6EI_{yy}}{l^2} & \frac{4EI_{yy}}{l} \end{bmatrix} \quad (5.23)$$

Durch Umsortierung ergibt sich die Elementsteifigkeitsmatrix  $\mathbf{K}_{el}$  in der Form:



**Bild 5.16:** Elementsteifigkeitsmatrix nach Freiheitsgraden sortiert

Zur Bildung der Gesamtsteifigkeitsmatrix  $\mathbf{K}_{glob}$  werden die übereinstimmenden Knotenpunkte zweier benachbarter Elemente addiert. Die Gesamtsteifigkeitsmatrix ergibt sich dadurch in Form einer symmetrischen Diagonalmatrix:



**Bild 5.17:** Aufbau der globalen Steifigkeitsmatrix des Werkzeugmodells

Um auch die mechanischen Eigenschaften der Werkzeugmaschine zu berücksichtigen, wird die Systemsteifigkeitsmatrix um die an der Werkzeugmaschinen-spindel gemessene Koppelsteifigkeit  $\mathbf{K}_{coup}$  erweitert. Diese wird als Randbedingung in die Systemsteifigkeitsmatrix eingesetzt. Die Koppelsteifigkeit  $\mathbf{K}_{coup}$  setzt sich aus den richtungsabhängigen, linearen Federsteifigkeiten  $k^{ce}$  zusammen:

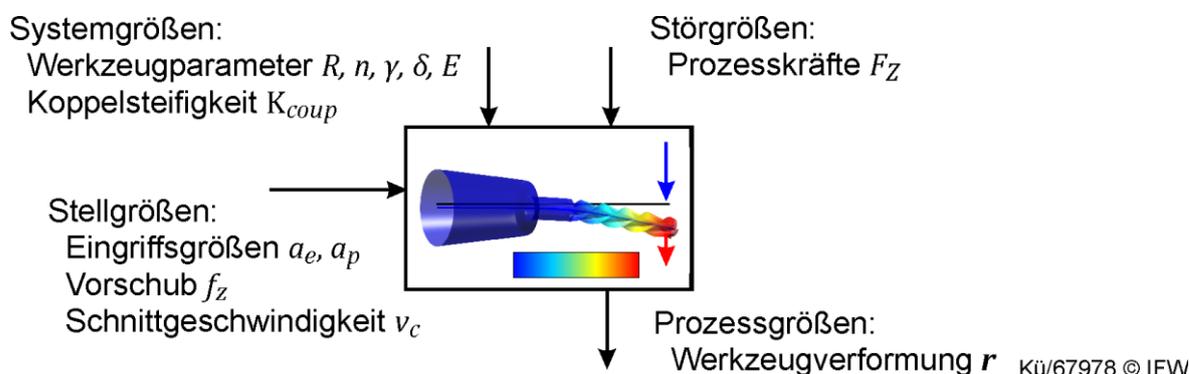
$$\mathbf{K}_{coup} = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{coup u} & 0 \\ 0 & \mathbf{K}_{coup v} \end{bmatrix} \quad (5.24)$$

$$\mathbf{K}_{coup u} = \begin{bmatrix} k_u^{ce} & 0 & -k_u^{ce} & 0 \\ 0 & k_{\theta y}^{ce} & 0 & -k_{\theta y}^{ce} \\ -k_u^{ce} & 0 & k_u^{ce} & 0 \\ 0 & -k_{\theta y}^{ce} & 0 & k_{\theta y}^{ce} \end{bmatrix} \quad (5.25)$$

$$\mathbf{K}_{coup v} = \begin{bmatrix} k_v^{ce} & 0 & -k_v^{ce} & 0 \\ 0 & k_{\theta x}^{ce} & 0 & -k_{\theta x}^{ce} \\ -k_v^{ce} & 0 & k_v^{ce} & 0 \\ 0 & -k_{\theta x}^{ce} & 0 & k_{\theta x}^{ce} \end{bmatrix} \quad (5.26)$$

Wobei  $k_u^{ce}$ ,  $k_v^{ce}$ ,  $k_{\theta y}^{ce}$ ,  $k_{\theta x}^{ce}$  die richtungsabhängigen Koppelsteifigkeiten der Werkzeugspindel sind. Diese müssen experimentell für jede Werkzeugmaschine ermittelt werden. Die Methode zur Modellierung der dynamischen Eigenschaften von Werkzeug und Werkzeugmaschine wird ausführlich in [DEN12e] beschrieben.

Das in diesem Kapitel entwickelte Werkzeugmodell kann nun zusammengefasst werden. Die Struktur des Werkzeugmodells ist in Bild 5.18 dargestellt. Auf Basis bekannter Stell- und Systemgrößen wird ein geometrisches Werkzeugmodell parametrisiert, welches zur Berechnung der Flächenträgheitsmomente und zur Aufstellung der Systemsteifigkeitsmatrix des Werkzeugs dient.



**Bild 5.18:** Struktur des Werkzeugmodells

Durch die Aufbringungen der gemessenen Prozesskräfte auf dem Werkzeugmodell wird die Verformung des Werkzeugs nach Gleichung 5.18 ortsangelöst berechnet und in Form des Verformungsvektors  $\mathbf{r}$  ausgegeben.

## 6 Modellbasierte Bewertung von Fertigungsprozessen

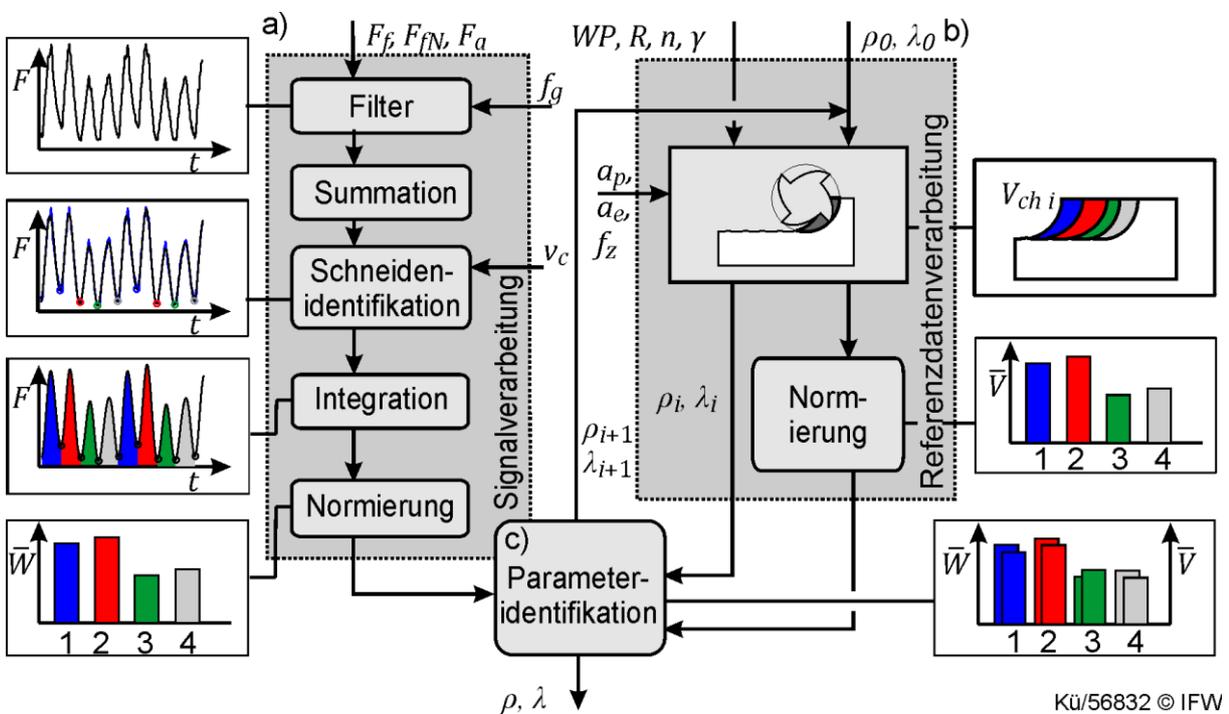
In diesem Kapitel wird das Verfahren zur Berechnung und Bewertung der Werkstückqualität entwickelt. Um die zuvor entwickelten Prozessmodelle zur Berechnung von Qualitätsmerkmalen aus Prozesssignalen einsetzen zu können, müssen Verfahren zur automatischen Identifikation der Modellparameter entwickelt werden. Zur Visualisierung und Bewertung der berechneten Qualitätsmerkmale wird abschließend eine Benutzeroberfläche zur Online-Prozessbewertung entwickelt.

### 6.1 Modellbasierte Bewertung der Oberflächengüte aus Prozesssignalen

Zur Bewertung der Oberflächengüte beim Fräsen ist insbesondere der Einfluss von Störgrößen auf die Oberflächengenerierung zu bewerten. Im Folgenden wird ein Verfahren zur Identifikation und Bewertung des Rundlauffehlers beim Fräsen entwickelt. Das Verfahren stellt aktuelle Qualitäts- und Zustandsinformationen für die Prozessbewertung im Rahmen des Virtuellen Planers (Bild 5.1) bereit.

#### 6.1.1 Identifikation des Rundlauffehlers aus Prozesskräften

Zur Identifikation der Rundlauffehlerparameter wird der lineare Zusammenhang zwischen den Spanungsgrößen und den Zerspankräften aus Kapitel 4.4 verwendet. Das entwickelte Verfahren zur Rundlaufidentifikation besteht aus den drei Funktionen Signalverarbeitung, Referenzdatenverarbeitung und Parameteridentifikation.

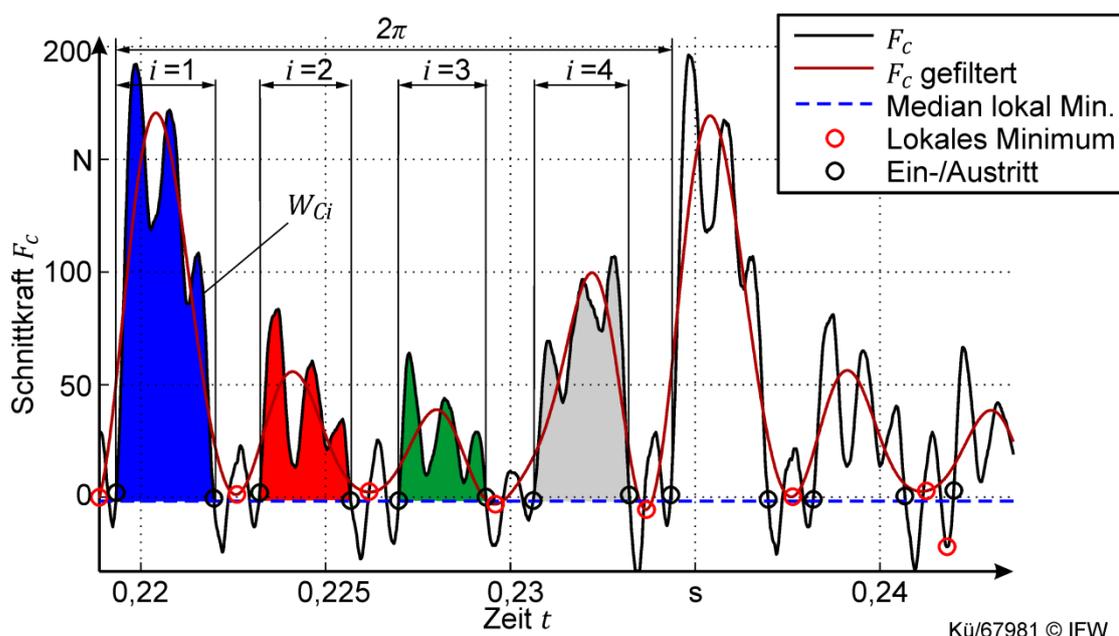


**Bild 6.1:** Verfahren zur Rundlaufidentifikation mit a) Signalverarbeitung, b) Referenzdatenverarbeitung und c) Parameteridentifikation

Zur Identifikation der Rundlauffehlerparameter aus dem Zerspanprozess müssen zunächst Signalmerkmale aus den gemessenen Zerspankräften abgeleitet werden. Dafür werden die gemessenen Zerspankräfte mit einem Tiefpassfilter von hochfrequenten Störsignalen bereinigt (Bild 6.1 a). Um die Schneideneingriffe in den Zerspankräften zu erhalten, sollte die Eckfrequenz  $f_g$  größer als die zehnfache Eintrittsfrequenz  $f_e$  gewählt werden. Da der radiale Rundlauffehler in der Arbeitsebene wirkt, werden die Vorschub- und Vorschubnormalkraft vektoriell zur Schnittkraft  $F_c$  aufsummiert und zur Merkmalsbildung verwendet.

$$F_c = \sqrt{F_f^2 + F_{fN}^2} \quad (6.1)$$

Anschließend werden die einzelnen Schneideneingriffe aus der Schnittkraft identifiziert und den Schneidenindizes  $i = 1-n$  zugeordnet. Zur Verdeutlichung der Schritte zur Signalverarbeitung sind diese beispielhaft für die Schnittkräfte aus Experiment 1 (Tabelle 4.1) in Bild 6.2 dargestellt.

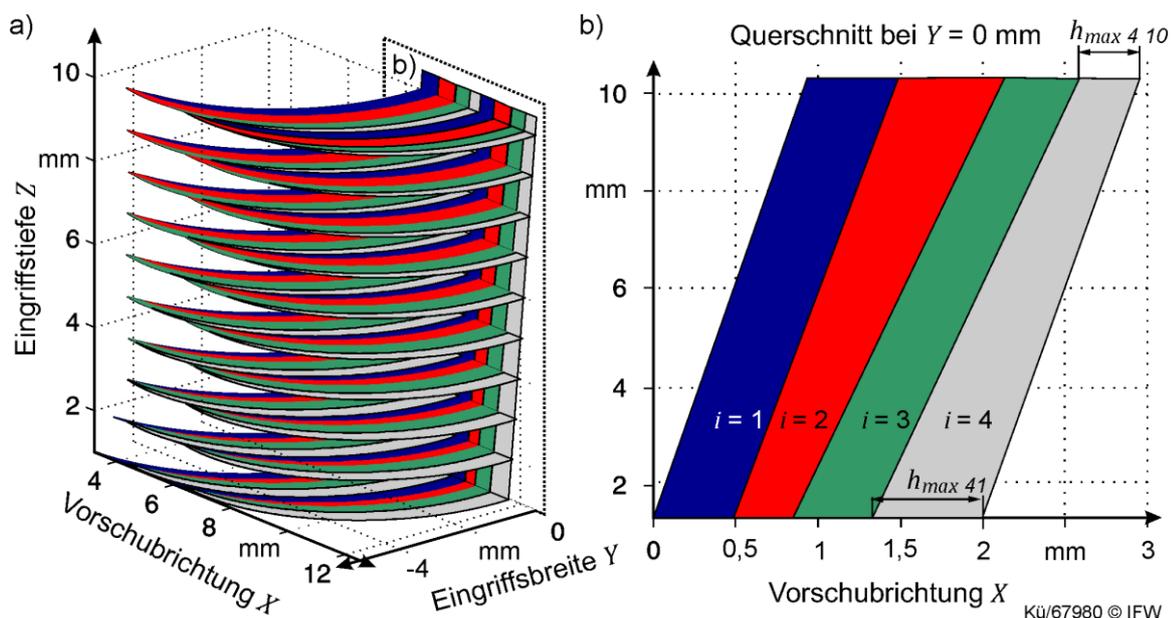


**Bild 6.2:** Identifikation der Schneideneingriffe aus der gemessenen Schnittkraft von Experiment 1 (Tabelle 4.1)

Zur Identifikation der Schneideneingriffe wird ein Hilfssignal aus einer weiteren Tiefpassfilterung der Schnittkräfte gewonnen. Die Eckfrequenz entspricht dabei der doppelten Schneideneintrittsfrequenz  $f_e$ . Aus dem Hilfssignal werden lokale Minima abgeleitet, aus denen wiederum der gleitende Mittelwert gebildet wird (Bild 6.2). Dieser wird als Schwellwertgrenze zur Identifikation des Schneideneintrittes aus den Schnittkräften genutzt. Sobald das Kraftsignal den Schwellwert überschreitet, wird ein Schneideneintritt erkannt. Mit Hilfe einer Signum-Funktion wird zwischen steigenden und fallenden Flanken unterschieden. Um Fehler bei der Eintrittserkennung zu vermeiden, sind die Schwellwerttoleranzen so einzustellen, dass die

Überschwinger im Kraftsignal nicht als Schneideneintritte erkannt werden. Zur Identifikation der Rundlauffehlerparameter aus den Schnittkräften wird die Verteilung der Schnitтарbeit als Signalmerkmal verwendet (Kapitel 4.4.2). Dazu wird die Schnitтарbeit  $W_{ci}$  nach Gleichung 4.13 durch die Integration der Schnittkraft über der Schneidenbahn berechnet. Zur numerischen Integration wird die Simpson-Regel angewandt. Die so berechnete Schnitтарbeit je Schneide  $W_{ci}$  wird anschließend nach Gleichung 4.18 über eine Werkzeugumdrehung normiert. Das so gewonnene charakteristische Signalmerkmal  $\bar{W}_{ci}$  steht anschließend zur Identifikation der Rundlauffehlerparameter zur Verfügung (Bild 6.1 a). Durch die Normierung des Signalmerkmals werden die Fehlereinflüsse der Kraftmesskette (Bild 11.2) eliminiert.

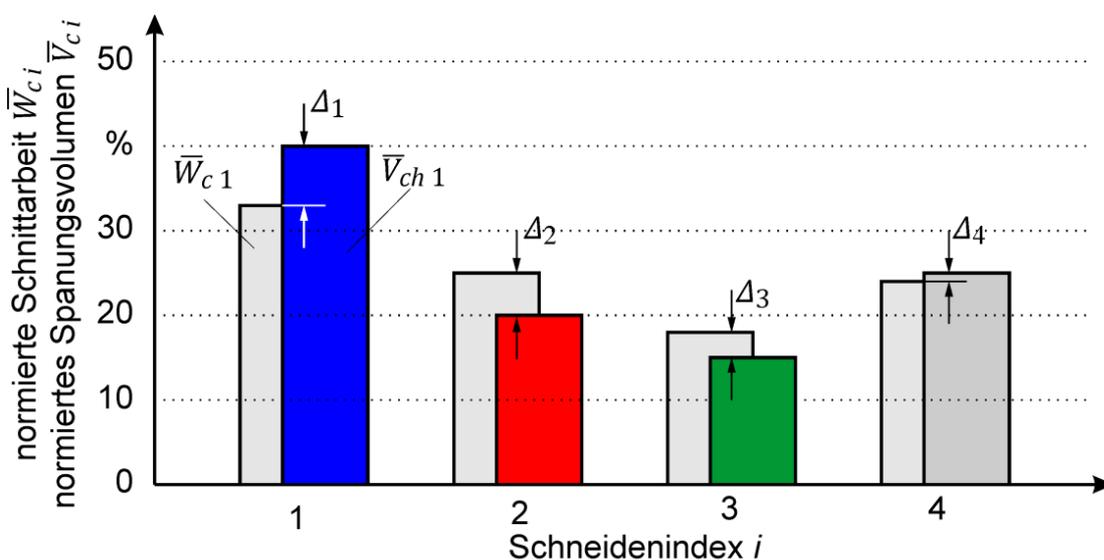
Da aus den Kraftsignalen kein direkter Rückschluss auf die im Prozess zugrundeliegenden Rundlauffehlerparameter abgeleitet werden kann, wird hier ein rekursiver Ansatz zur Parameteridentifikation verwendet. Dazu werden die Rundlauffehlerparameter über ein Materialabtragsmodell zunächst geschätzt und auf Basis eines Vergleichsmerkmals mit dem Signalmerkmal aus dem Prozess verglichen. Die Startparameter  $(\rho_0, \lambda_0)$  werden so lange variiert, bis sich eine hinreichende Übereinstimmung des Signal- und Vergleichsmerkmals einstellt (Bild 6.1 b und c). Um Vergleichswerte für die Identifikation der Rundlaufparameter bereitzustellen, wird das Spanungsgrößenmodell aus Kapitel 5.2.1 verwendet. Auf Basis bekannter Stell- und Systemgrößen und der Angabe von Startwerten für die Parameteridentifikation, werden damit die diskreten Spanungsflächen  $A_{ch}$  und Spannungsvolumina  $V_{chi}$  für jedes Höhensegment anhand der Schneidenbahnen  $S_{ij}$  berechnet (Kapitel 4.4.1). Um die durch den Rundlauffehler bedingte charakteristische Verteilung der Spannungsvolumina über der Eingriffstiefe abzubilden, ist eine kleine Höhendiskretisierung zu wählen. Der Einfluss des Rundlauffehlers auf die Spannungsvolumina bzw. auf die lokale, maximale Spannungsdicke  $h_{max}$  ist in Bild 6.3 exemplarisch dargestellt.



**Bild 6.3:** a) Verteilung des berechneten Spanungsquerschnitts und b) Verteilung der Spannungsdicken über der Eingriffstiefe ( $Y = 0$  mm)

In Bild 6.3 a) ist die Verteilung der Spanungsquerschnitte über dem Spannungsvolumen dargestellt. In Bild 6.3 b) ist dazu die Verteilung der Spannungsdicken am Eintrittszeitpunkt  $h(\varphi_e)$  über der Eingriffstiefe dargestellt. Durch den Einfluss des Drallwinkels der Schneiden verändert sich die durch den Rundlauffehler verursachte Verteilung der Spannungsdicken deutlich über der Eingriffstiefe. Um eine realitätsgetreue Abbildung des Rundlauffehlereinflusses zu gewährleisten, muss daher eine kleine Höhendiskretisierung (hier  $dZ = 1 \text{ mm}$ ) zur Berechnung der Spanungsgrößen gewählt werden. Mit dem Spanungsgrößenmodell werden anschließend die Spannungsvolumina für jede Schneide in Abhängigkeit der Stellgrößen und der Rundlauffehlerparameter berechnet (Bild 6.1 b). Aus Basis eines Startwerts für den Rundlauffehler ( $\rho_0, \lambda_0$ ) werden die Spannungsvolumina berechnet und anschließend über eine Werkzeugumdrehung normiert (Berechnung Kapitel 4.4.2). Damit steht ein Vergleichsmerkmal ( $\bar{V}_{chi}$ ) zur Identifikation des Rundlauffehlers mit dem Signalmerkmal  $\bar{W}_{ci}$  zur Verfügung (Bild 6.1 c).

Zur Identifikation des Rundlauffehlers aus den Prozesskraftsignalen werden die Rundlauffehlerparameter des Spanungsgrößenmodells so lange systematisch variiert, bis sich eine hinreichende Übereinstimmung der Merkmale von  $\bar{V}_{chi}$  und  $\bar{W}_{ci}$  ergibt. Die Übereinstimmung der Merkmale wird durch einen paarweisen Vergleich der Größen für jede Schneide bewertet. Da aus der Zerspankraft nicht der Schneidenindex hervorgeht, muss dieser zunächst zugeordnet werden. Hierfür wird die Schneide mit dem nominell größten Kennwert  $\bar{W}_{ci}$  der Schneide mit dem nominell größten Kennwert  $\bar{V}_{chi}$  zugeordnet. Dadurch ergibt sich die in Bild 6.4 dargestellte Anfangskonfiguration. Um das globale Minimum aus der Übereinstimmung aller Schneidenkennwerte zu identifizieren, werden die Differenzen der Merkmale separat für jede Schneide gebildet.



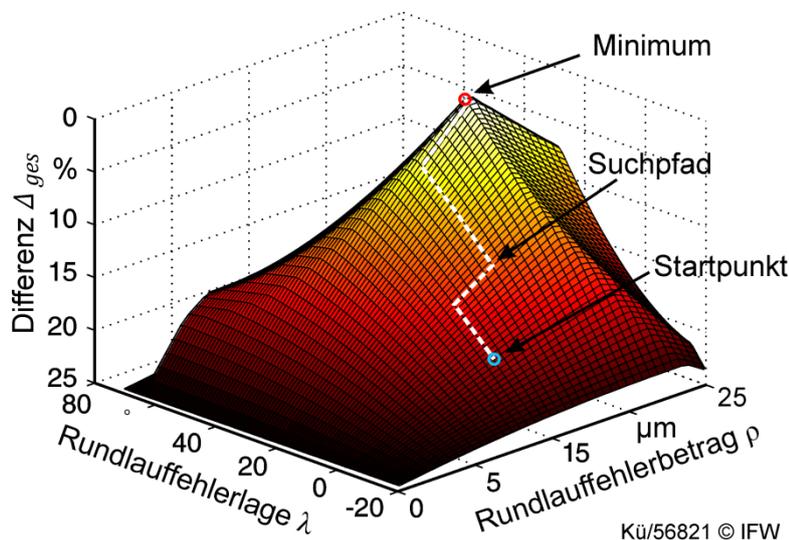
Kü/67982 © IFW

**Bild 6.4:** Vergleich des Signalmerkmals  $\bar{W}_{ci}$  mit dem Vergleichsmerkmal  $\bar{V}_{chi}$

Die Gesamtabweichung wird aus der Summe der Einzelabweichungen bestimmt:

$$\Delta_{ges} = \sum_{i=1}^n |\Delta_i| \quad (6.2)$$

Um die Parameteridentifikation effizient, hinsichtlich der Genauigkeit und des benötigten Rechenaufwandes, zu gestalten, ist eine vollfaktorielle Variation der Parameter zu vermeiden. Deshalb bietet es sich an, einen Suchalgorithmus zur Identifikation der Rundlauffehlerparameter zu verwenden. Der Suchalgorithmus ist entsprechend der Charakteristik des Lösungsraums auszuwählen. Dafür wurde zunächst eine vollfaktorielle Variation der Rundlaufparameter durchgeführt und die Differenz zu einem Vergleichsmerkmal aus Bild 6.4 aufgetragen. Der Lösungsraum des Parameteridentifikationsproblems ist in Bild 6.5 dargestellt.



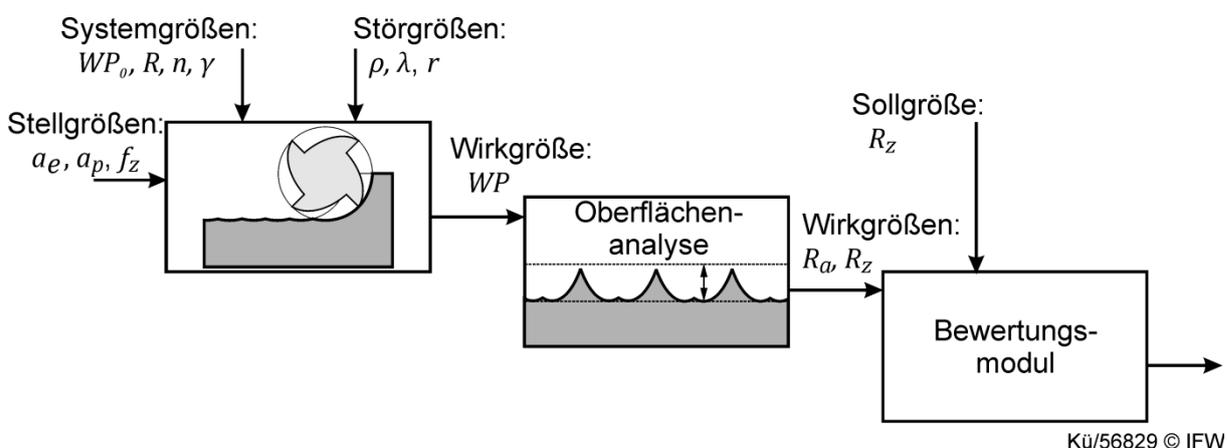
**Bild 6.5:** Lösungsraum des Parameteridentifikationsproblems, Merkmalsdifferenz über Rundlauffehlerparameter  $\rho$  und  $\lambda$

Der Lösungsraum weist ein deterministisches Verhalten auf, da nur ein Optimum im Wertebereich vorkommt. Zur Lösung derartiger mehrdimensionaler Probleme bietet sich der Downhill-Simplex Algorithmus an [LAG96]. Dieser Algorithmus konvergiert für das oben beschriebene Problem bereits nach wenigen Iterationen. Ausgehend von einem Startwert von  $\rho_0 = 10 \mu\text{m}$  und  $\lambda_0 = 0^\circ$  liefert er eine Näherungslösung des Identifikationsproblems von  $\rho = 22 \mu\text{m}$ ,  $\lambda = 32^\circ$ . Über die Gitterweite des Suchbereiches kann die Genauigkeit der Parameteridentifikation beeinflusst werden. Um den Rechenaufwand weiter zu verringern, wurde ein zweistufiges Parameteridentifikationsverfahren verwendet. Bei der ersten Suche wird ein großer Suchbereich mit großen Schrittweiten durchlaufen. Im zweiten Schritt werden die genauen Rundlaufparameter durch eine verfeinerte Suche um den Ort des gefundenen Optimums der ersten Suche identifiziert. Durch dieses Vorgehen kann die Genauigkeit des Verfahrens durch geringfügige Erhöhung des Rechenaufwandes

deutlich gesteigert werden. Die Methode zur Identifikation des Rundlauffehlers ist von dem Autor ausführlich in [KRÜ13a] beschrieben und verifiziert worden.

### 6.1.2 Berechnung und Bewertung der Werkstückoberfläche

Die Untersuchungen in Kapitel 4.3.2 zeigen, dass sich die kinematische Werkstückrauheit in Abhängigkeit der Rundlaufparameter deutlich verändert. Um die Auswirkung des zuvor identifizierten Rundlauffehlers auf die Werkstückqualität bewerten zu können, wird ein Verfahren zur Berechnung und Bewertung der Oberflächengüte entwickelt. Der Ablauf des Verfahrens zur modellbasierten Bewertung der Werkstückoberfläche ist im folgenden Bild 6.6 schematisch dargestellt.

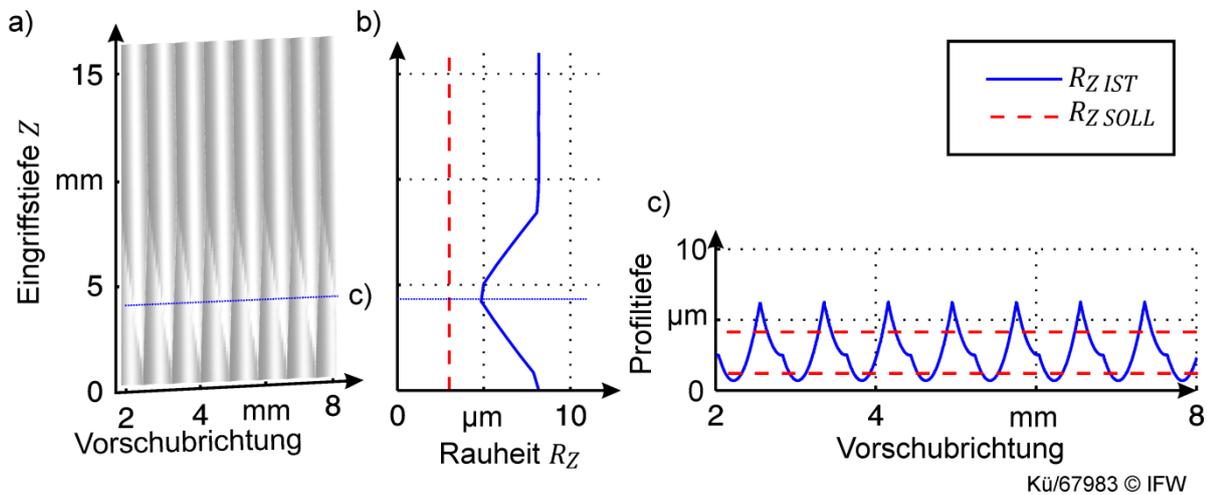


**Bild 6.6:** Verfahren zur modellbasierten Bewertung der Werkstückoberfläche

Auf Basis der gegebenen Stell- und Systemgrößen wird der Einfluss der Störgrößen in Form des identifizierten Rundlauffehlers auf die Werkstückoberfläche modellbasiert berechnet. Dazu wird das Werkstückmodell aus Kapitel 5.2.2 verwendet. Die resultierende Werkstückoberfläche in Form des Werkstückpolygons  $WP$  wird anschließend hinsichtlich der kinematischen Oberflächenrauheit ausgewertet. Im Bewertungsmodul wird die Oberflächengüte abschließend gegenüber der geforderten Oberflächengüte  $R_z$  bewertet.

Aus den experimentellen Untersuchungen des Rundlauffehlereinflusses in Kapitel 4.3.2 geht hervor, dass sich die kinematische Oberflächenrauheit beim Umfangsfräsen deutlich über der Eingriffstiefe verändert. Daher wird hier die Werkstückgestalt auf verschiedenen diskreten Höhenebenen berechnet und ausgewertet. Mit Hilfe des Höhenlinienmodells kann dann eine geschlossene Oberfläche der Werkstückkontur berechnet werden. Diese dient zur visuellen Interpretation der Werkstückqualität. Im folgenden Bild 6.7 a) ist die berechnete Werkstückoberfläche für Experiment 4 aus Tabelle 4.1 exemplarisch berechnet und dargestellt. Durch die Berechnung der Werkstückoberfläche lassen sich verschiedene Qualitätsmerkmale auswerten: Zum einen kann das lokale Oberflächenprofil über einen Profilschnitt ausgewertet werden (Bild 6.7 c). Damit können verschiedene Rauheitskennwerte nach DIN 4768 berechnet werden. Zum anderen können diese Kennwerte über der Eingriffstiefe aufgetragen werden, um die

Verteilung der Oberflächengüte über der Eingriffstiefe darzustellen (Bild 6.7 b). Hiermit lässt sich die Abweichung auf der gesamten Werkstückoberfläche aus nur einer Messung gegenüber der geforderten Oberflächengüte  $R_{Z\text{ soll}}$  bewerten.



**Bild 6.7:** Berechnete Werkstückoberfläche für Experiment 4 aus Tabelle 4.1

Das in diesem Kapitel entwickelte Verfahren ermöglicht die Berechnung und Bewertung der Oberflächengüte auf Basis von gemessenen Zerspankräften. Dadurch können Rundlauffehler am Fräswerkzeug identifiziert und ihr Einfluss auf die Oberflächenrauheit am Werkstück bewertet werden. Hiermit kann die Werkstückoberfläche während ihrer Entstehung sichtbar gemacht und gegenüber den Qualitätsvorgaben des Bauteils bewertet werden. Um eine Aussage über die Güte des hier entwickelten Verfahrens treffen zu können, muss es anhand von experimentellen Versuchen und gegenüber konventionellen Messverfahren bewertet werden. Dies erfolgt im nachfolgenden Kapitel 7.

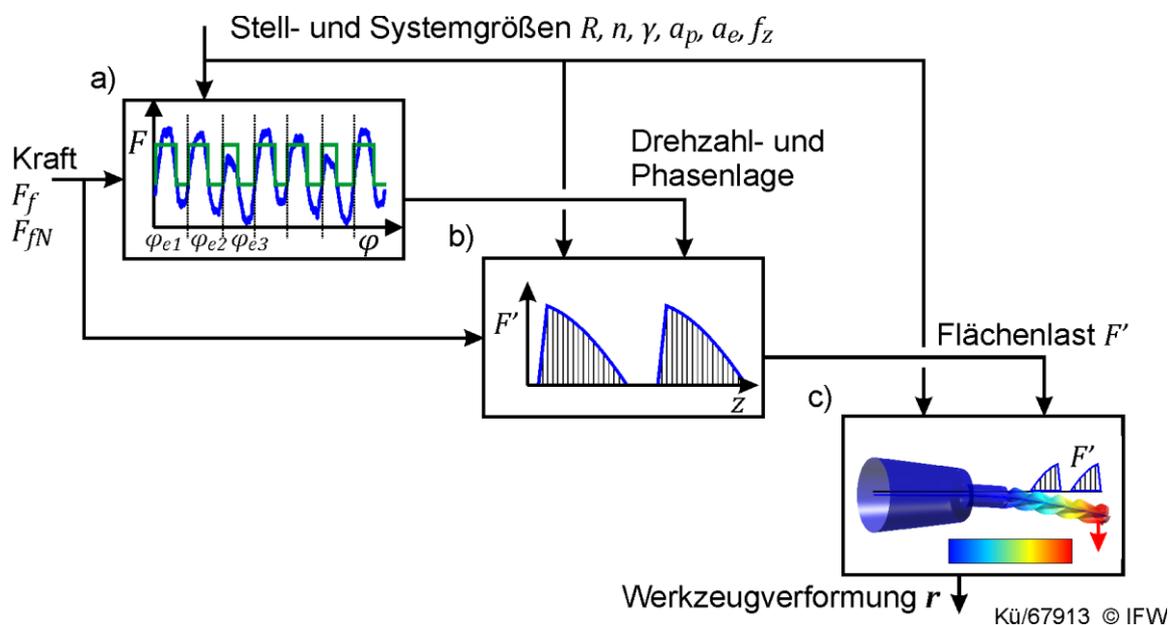
## 6.2 Modellbasierte Bewertung von Gestaltabweichungen

Um die Entstehung von Gestaltabweichungen am Werkstück aus Zerspankräften berechnen und bewerten zu können, wird ein modellbasiertes Verfahren zur Berechnung der Werkzeugverformung entwickelt. Das hier entwickelte Verfahren gliedert sich in die Informationsstruktur des Virtuellen Planers aus Bild 5.1 ein und stellt die aktuelle Werkzeugverformung und deren Abbildung auf dem Werkstückmodell für die Prozessbewertung bereit.

### 6.2.1 Berechnung der Werkzeugverformung aus Zerspankräften

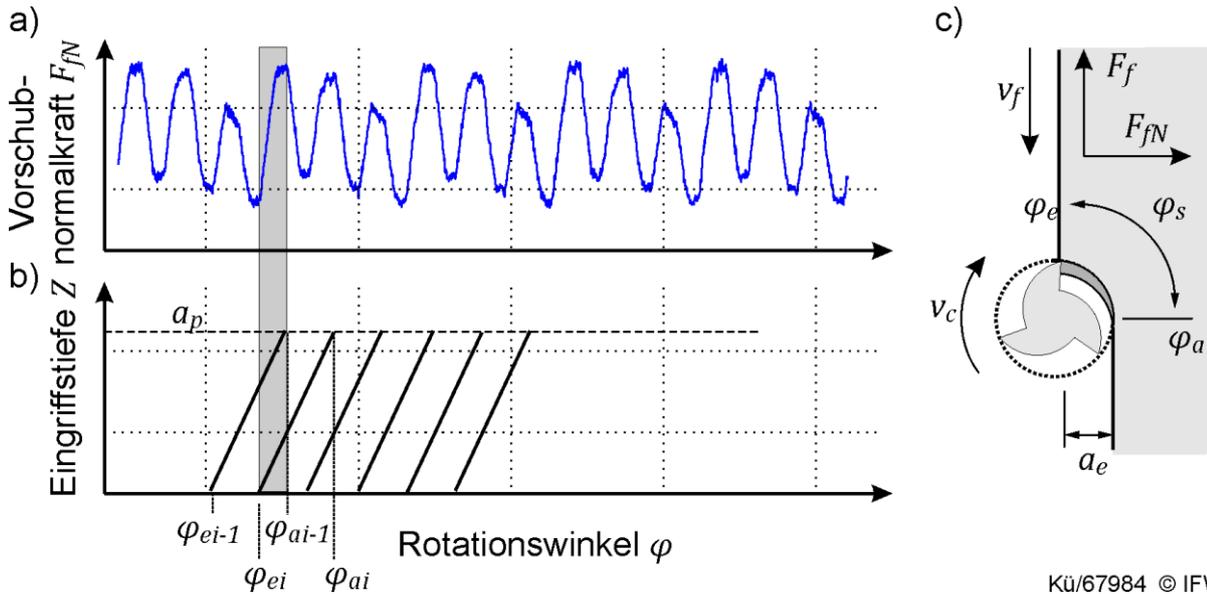
Die mechanischen Eigenschaften eines Fräswerkzeugs wurden bereits in Kapitel 5.3 charakterisiert und in eine Systemsteifigkeitsmatrix überführt. Mit der Kenntnis der Systemsteifigkeitsmatrix können die Verformungen des Werkzeugs im Kontaktbereich des Werkstücks berechnet werden. Um die Werkzeugverformung im Zerspanprozess mit Hilfe des Werkzeugmodells zu berechnen, müssen die

Zerspankräfte realitätsgetreu auf das Modell angewendet werden. Die Biegeform des Fräswerkzeugs ist im statischen Bereich von der Art und Richtung der äußeren Last abhängig. Je genauer Betrag, Lage und Form der wirkenden Belastungen am Werkzeug bekannt sind, umso genauer kann die Werkzeugverformung berechnet werden. Daher müssen die gemessenen Zerspankräfte komponentenweise über dem Werkzeug entsprechend dem Materialabtrag an der Schneide verteilt werden. Dazu werden die zu den Zerspankräften gehörigen Eingriffsbedingungen modellbasiert berechnet und winkeldiskret zugeordnet. Zur orts- und zeitabhängigen Synchronisierung der Kraftsignale wird zunächst die Drehzahl und Phase der Schneideneingriffe ermittelt. Anschließend können die Eingriffsbedingungen über die System- und Stellgrößen berechnet werden, um die Zerspankräfte über dem Werkzeugmodell zu verteilen. Bild 6.8 zeigt den schematischen Ablauf des Verfahrens zur Berechnung von Werkzeugverformungen aus Zerspankräften.



**Bild 6.8:** Verfahren zur Berechnung der Werkzeugverformung

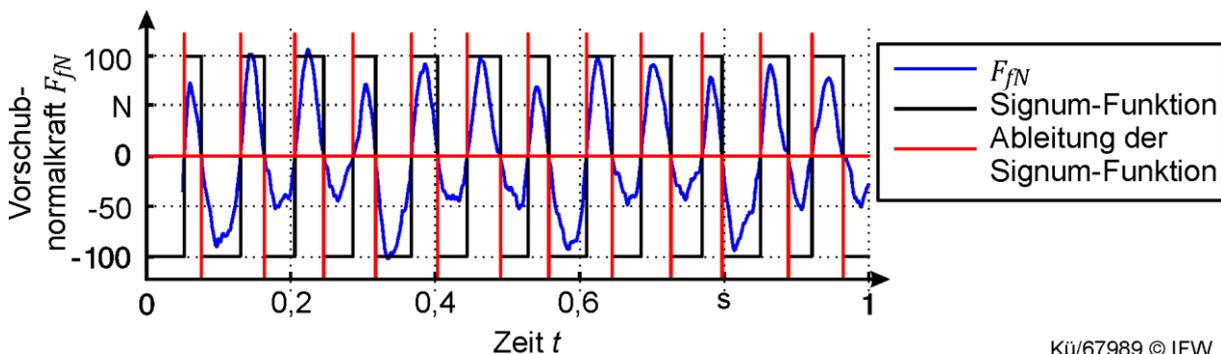
Zur exakten Bestimmung der Drehzahl und Phasenlage des Werkzeugs kann der Drehgeber der Werkzeugmaschinenspindel genutzt werden. Aus diesen Daten geht jedoch nicht die Position der Werkzeugschneide hervor, da diese mit jedem Werkzeugwechsel veränderlich ist. Im Folgenden wird daher die Phasenlage der Werkzeugschneide aus den gemessenen Zerspankräften bestimmt. Dazu wird sich der charakteristischen Form der Zerspankräfte beim Fräsen zu Nutze gemacht, die den Verlauf des Materialabtrags wiedergibt. Dies wird im folgenden Bild 6.9 anhand der gemessenen Vorschubnormalkraft aus Experiment 1 (Tabelle 4.4) und den dazugehörigen Schneideneingriffen verdeutlicht. Hier ist der Bereich grau markiert bei dem zwei Schneiden gleichzeitig im Eingriff stehen und bei dem es zu einem Anstieg der Kraft kommt. Dabei lässt sich der Zeitpunkt des Schneideneintritts  $\varphi_e$  als unterer Wendepunkt im Kraftsignal identifizieren.



Kü/67984 © IFW

**Bild 6.9:** a) Vorsubnormalkraft b) Schneidenlage und c) Eingriffsbedingungen

Wegen der deutlichen Signalcharakteristik in den Vorsubnormalkräften wird der Schneideneintritt als Merkmal zur Phasenidentifikation beim Gleichlaufräsen herangezogen. Über den identifizierten Eintrittszeitpunkt und den dazu gehörigen Eintrittswinkel  $\varphi_e$  der Schneide, der über Gleichung 5.7 bestimmt wird, wird der Rotationswinkel des Werkzeugs absolut referenziert. Um diese Referenzierung in Echtzeit zum Messsignal durchzuführen, wurde eine Signalverarbeitung in Matlab/Simulink® aufgebaut. Der Signalflussplan zur Identifikation der Schneideneingriffe und zur Bestimmung der Eingriffsfrequenz ist im Anhang in Bild 11.5 dargestellt. Bild 6.10 zeigt die Schritte zur Signalaufbereitung und -auswertung.



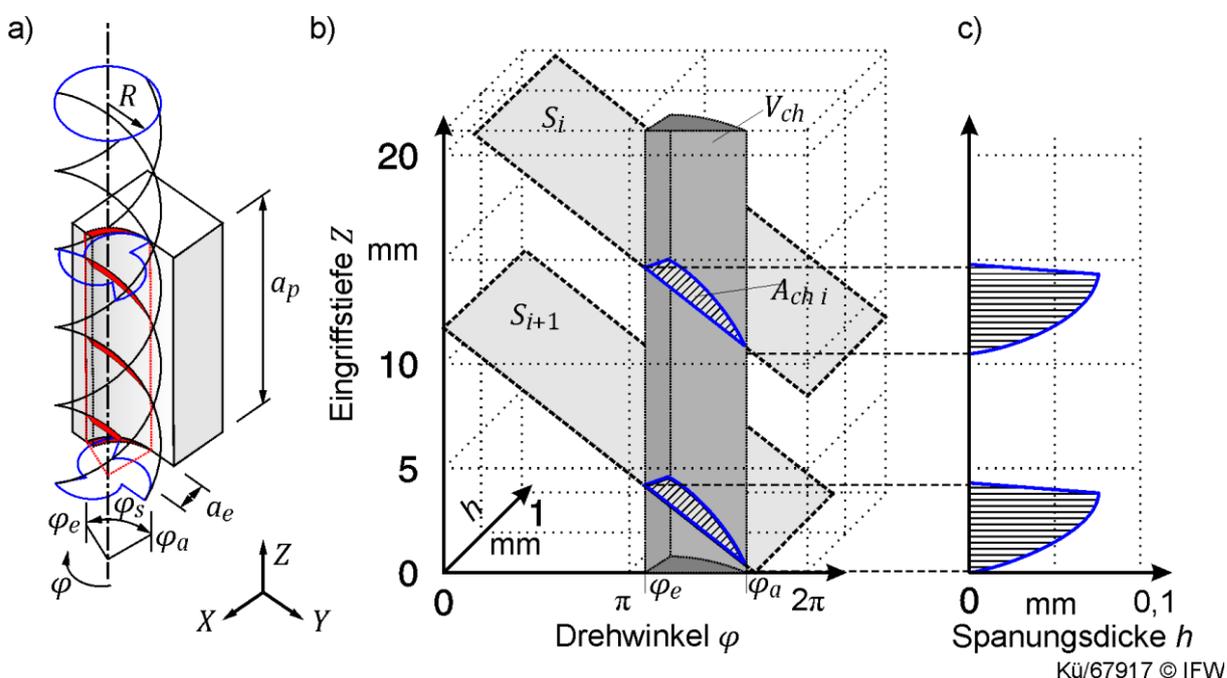
Kü/67989 © IFW

**Bild 6.10:** Identifikation des Schneideneintritts aus der Vorsubnormalkraft

Mithilfe eines Bandpassfilters ( $f_{gu} = 1 \text{ Hz}$ ,  $f_{go}$  ca.  $10 \cdot f_e$ ) werden statische und hochfrequente Signalanteile aus dem Kraftsignal entfernt. Um die benötigte Signalqualität zu gewährleisten, sollte die Schneideneingriffsfrequenz  $f_e$  deutlich unterhalb der Resonanzfrequenz der Messkette (Bild 11.4) liegen. Das resultierende Signal wird in eine Signum-Funktion umgewandelt, um den Schneideneintritt über die steigende Flanke zu detektieren. Die Ableitung der Signum-Funktion markiert den Schneideneintrittszeitpunkt mit einem Impuls (Bild 6.10). Über den zeitlichen Abstand der

Schneideneingriffe wird die Schneideneingriffsfrequenz  $f_e$  und die Spindelumdrehungsfrequenz  $f_n$  bestimmt. Die Drehzahl und Phasenlage der Schneiden können nun zur ortsaufgelösten Verteilung der gemessenen Kräfte herangezogen werden.

Zur Beschreibung der ortsaufgelösten Zerspankräfte kann das Zerspankraftmodell aus Kapitel 2.3.2 genutzt werden. Im Folgenden wird dieser Zusammenhang genutzt, um die gemessenen Vorschubnormalkräfte gemäß der Verteilung des Materialabtrags an der Schneide über den Eingriffsbereich zu verteilen. Zur Untersuchung der Verteilung der Spanungsgrößen entlang der Werkzeugschneide werden diese zunächst für einen exemplarischen Umfangsfräsprozess berechnet. Die betrachtete Eingriffssituation ist in Bild 6.11 a) für das Gleichlaufräsen dargestellt.



**Bild 6.11:** Entstehung und Verteilung der Spanungsgrößen beim Umfangsfräsen

Über der Eingriffstiefe verteilt sich der Materialabtrag auf mehrere Schneiden. Um die Verteilung der Spanungsgrößen zu betrachten, ist in Bild 6.11 b) die Eingriffssituation über dem Rotationswinkel  $\varphi$  abgewickelt dargestellt. Das Spannungsvolumen  $V_{ch}$  wird durch die Schneiden in Form von schrägen Ebenen  $S_i$  und  $S_{i+1}$  gekreuzt. Aus den Querschnittsflächen ergibt sich der Spanungsquerschnitt  $A_{chi}$  der Schneide  $i$  (Bild 6.11 b). Durch die Projektion der Spanungsquerschnittsflächen auf eine Ebene ergibt sich die Verteilung der Spanungsdicke  $h(z)$  über der Eingriffstiefe (Bild 6.11 c). Die hier zu beobachtende Verteilung der Spanungsdicken über der Eingriffstiefe beschreibt, gemäß dem Zerspankraftgesetz, den qualitativen Verlauf der an der Schneide angreifenden Zerspankräfte. Dieser Zusammenhang wird im Folgenden genutzt, um die gemessenen Vorschubnormalkräfte entsprechend dem Materialabtrag auf der Schneide des Werkzeugmodells mit Hilfe einer Gewichtung zu verteilen. Dazu wird zunächst eine analytische Berechnungsvorschrift für die Spanungsgrößen aufgestellt. Der Spanungsdickenverlauf beim Fräsen wird

vereinfacht als Sinusfunktion angenommen (Gleichung 2.6). Um den qualitativen Verlauf der Spannungsdicke beim Fräsen zu beschreiben, ist es weiterhin ausreichend, diese auf ihren Maximalwert zu normieren. Die maximale Spannungsdicke liegt beim Gegenlaufräsen nahezu beim Schneideneintritt  $\varphi_e$  vor (Bild 6.11 b). Damit ergibt sich die normierte Spannungsdicke zu:

$$\bar{h}_j(\varphi) = \frac{\sin(\varphi)}{\sin(\varphi_e)} \quad \text{für } \varphi_e < \varphi < \varphi_a \quad (6.3)$$

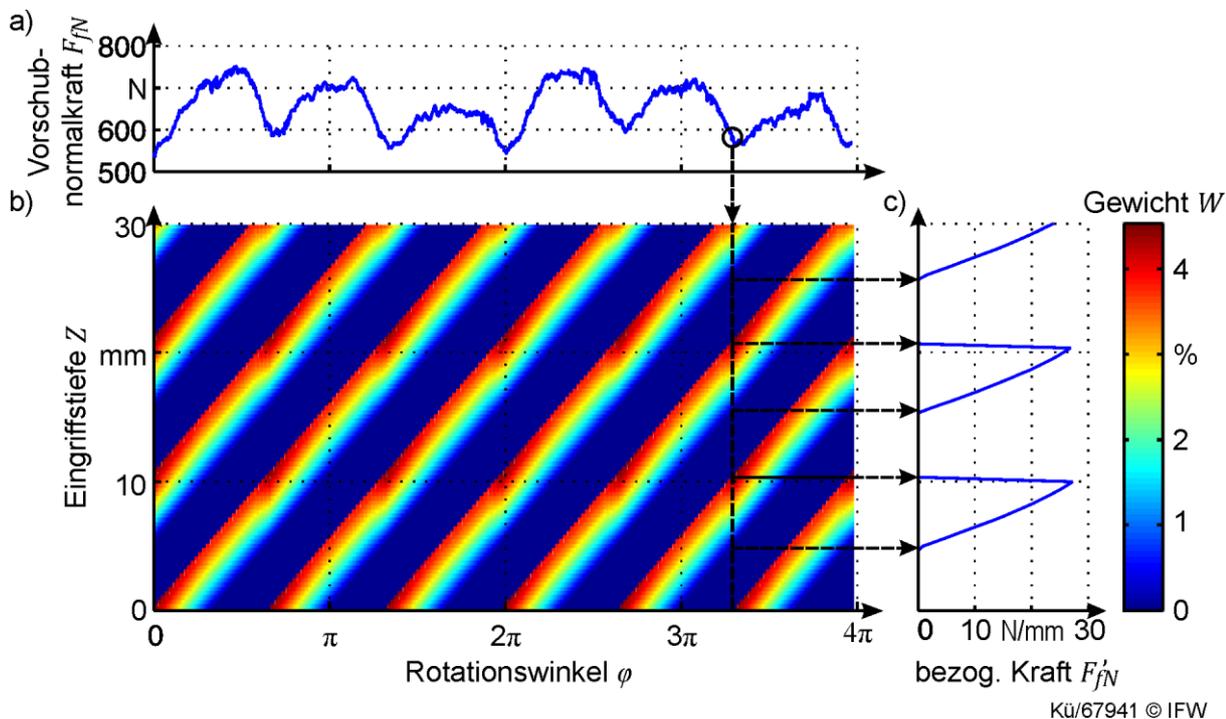
Aus Bild 6.11 geht hervor, dass zum gleichen Zeitpunkt mehrere Schneiden im Eingriff sein können. Die Kraft muss deshalb auf mehrere Schneiden verteilt werden. Zur Bildung des Gewichtungsvektors  $W$  werden die Einzelspannungsdicken nach Gleichung 6.3 über alle Spannungsdicken zu einer Winkelstellung  $\varphi$  normiert:

$$W(\varphi) = \frac{\bar{h}_j(\varphi)}{\sum_{j=1}^m \bar{h}_j(\varphi)} \quad (6.4)$$

Durch die Multiplikation der skalaren Vorschubnormalkraft  $F_{fN}(\varphi)$  mit dem Gewichtungsvektor  $W(\varphi)$  ergibt sich der bezogene Kraftvektor  $F'_{fN}(\varphi)$  als Streckenlast:

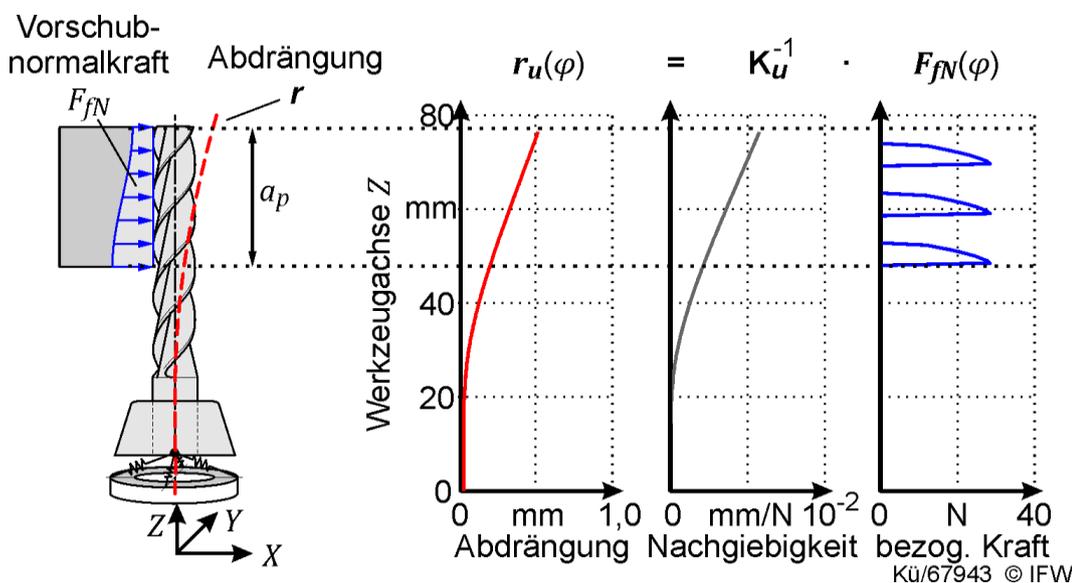
$$F'_{fNj}(\varphi) = W_j(\varphi) \cdot \frac{F_{fN}(\varphi)}{a_p} \quad (6.5)$$

Die Gewichtung der Vorschubnormalkraft ist im folgenden Bild grafisch dargestellt.



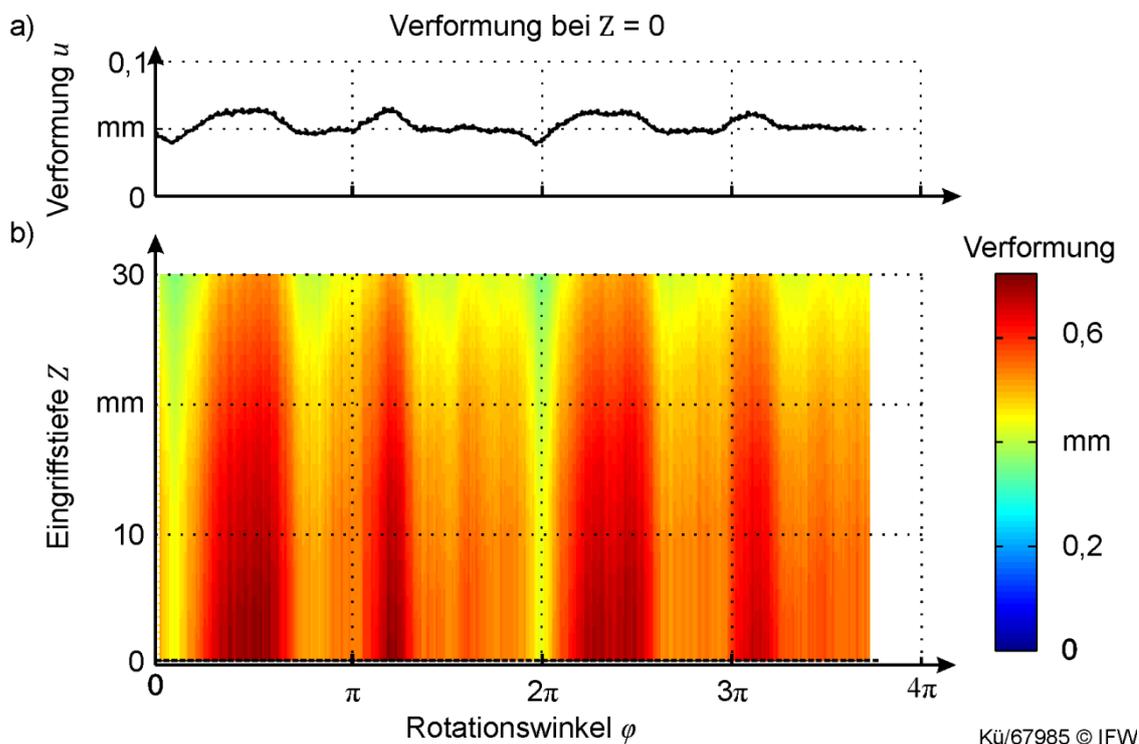
**Bild 6.12:** Projektion der gemessenen Vorschubnormalkraft über der Eingriffstiefe für Experiment 3 (Tabelle 4.4)

Damit kann die Lastverteilung an der Schneide für einen Winkelschritt ortsaufgelöst berechnet werden. Die Dimension der Gewichtungsmatrix und des Kraftvektors ist entsprechend der Segmentanzahl des Werkzeugmodells zu wählen. Zur Berechnung der Werkzeugabdrängung werden die bezogenen Vorschubnormalkräfte  $F'_{fNj}(\varphi)$  mit der inversen Systemsteifigkeitsmatrix multipliziert (Gleichung 5.18).



**Bild 6.13:** Berechnung der Werkzeugverformung über der Eingriffstiefe

Das resultierende Verformungsfeld in Bild 6.14 b) gibt die Werkzeugverformung  $u$  über der Eingriffstiefe des Werkzeugs über dem Rotationswinkel  $\varphi$  wieder.

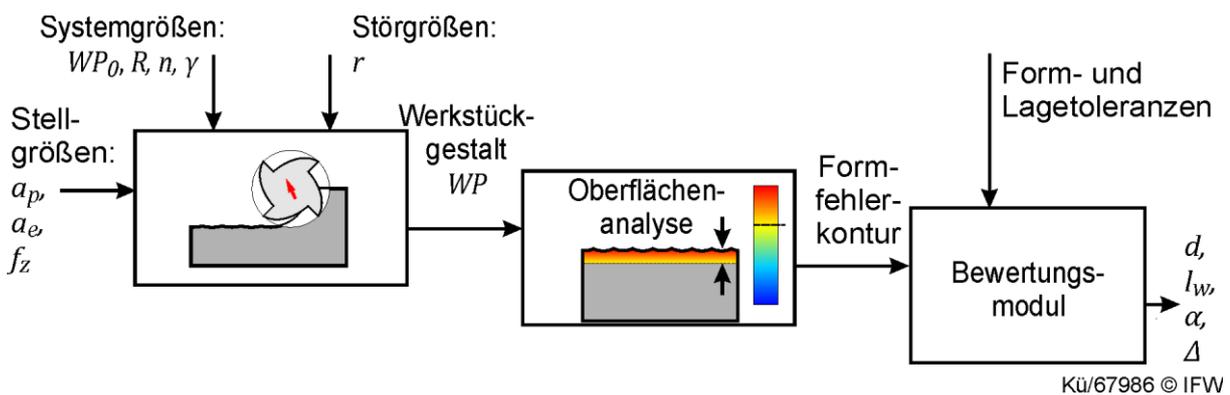


**Bild 6.14:** a) Verformung an der Werkzeugspitze und b) Verformungsfeld

Aus dem Verformungsfeld kann bereits die maximale Werkzeugverformung im Prozess abgelesen werden. In diesem Fall erreicht die Werkzeugverformung an der Spitze des Werkzeugs ( $Z = 0$  mm) einen Maximalwert von ca. 0,7 mm. Um aus der berechneten Werkzeugverformung auf die Gestaltabweichung am Werkstück schließen zu können, müssen die Verformungen auf das Werkstück transformiert werden. Die dafür notwendigen Schritte werden im nächsten Abschnitt erläutert.

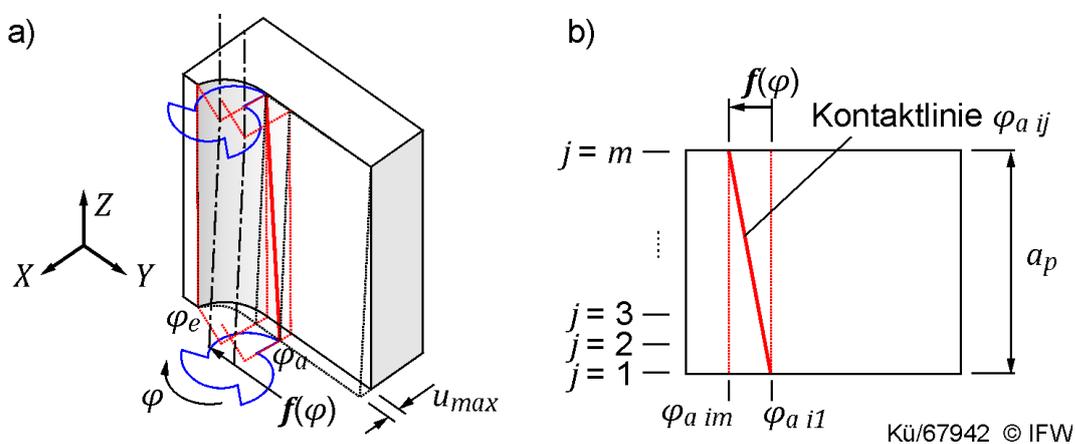
### 6.2.2 Berechnung der Werkstückgestalt aus Prozesskräften

Die Werkstückoberfläche wird im Fräsprozess durch die Form und Lage der Werkzeugschneide im Eingriffsbereich erzeugt. Jegliche Fehlstellung der Werkzeugschneide bildet sich dementsprechend in der resultierenden Werkstückoberfläche ab. Das nachfolgend beschriebene Verfahren projiziert den Einfluss der Werkzeugverformung auf die Werkstückkontur, um die resultierende Gestaltabweichung zu bewerten. Mit Hilfe des Werkstückmodells aus Kapitel 5.2.2 wird die Werkstückgestalt auf Basis bekannter Prozess- und Systemstellgrößen berechnet. Die Werkzeugverformung  $r$  wird dabei als Störgröße berücksichtigt (Bild 6.15 a).



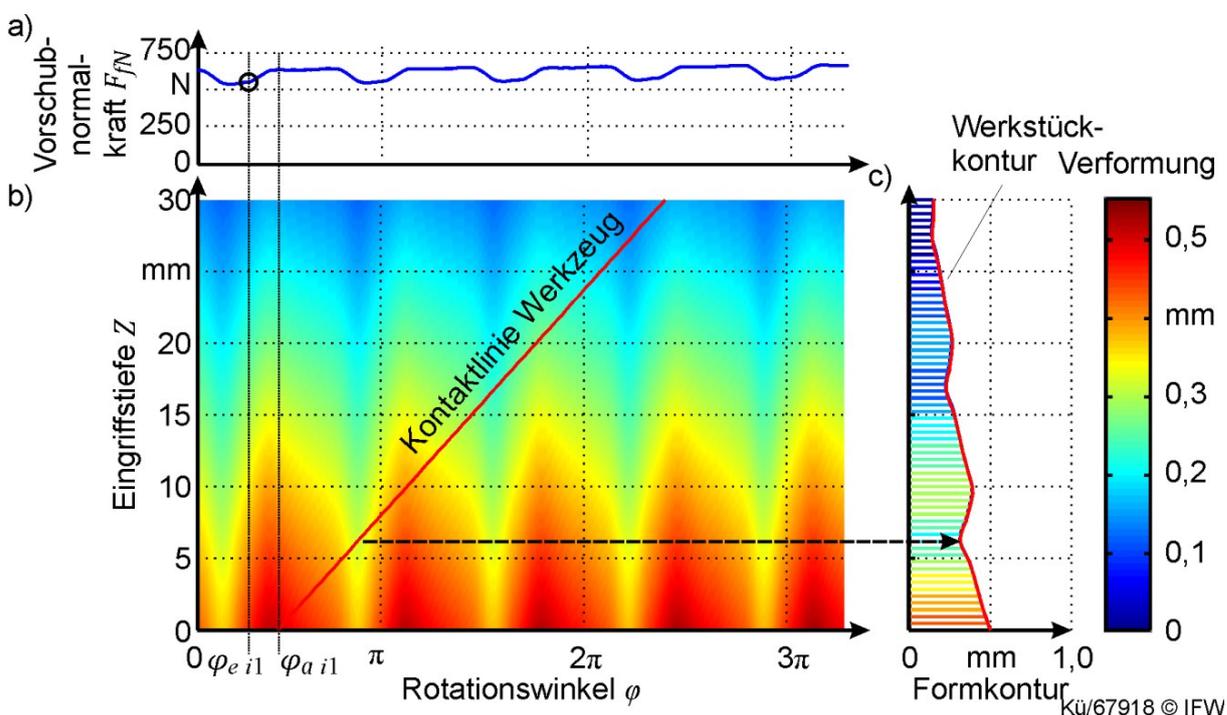
**Bild 6.15:** Verfahrensablauf zur Berechnung und Bewertung der Werkstückgestalt

Um die Gestaltabweichung am Werkstück zu berechnen, wird die Werkzeugverformung  $r$  auf das Werkstück projiziert. Bei der Gleichlaufbearbeitung wird die Werkstückoberfläche am Schneidenaustritt erzeugt (Bild 6.16 a).



**Bild 6.16:** a) Abdrängung beim Fräsen und b) Kontaktlinie auf dem Werkstück

Für die Berechnung der Werkstückgestalt beim Umfangsfräsen werden die Verformungen in Vorschubnormalenrichtung  $u$  ausgewertet. Die Kontaktlinie am Werkstück (Bild 6.16 b) wird über den Schneidenaustrittswinkel  $\varphi_a$  nach Gleichung 5.8 bestimmt. Für die Gegenlaufbearbeitung wird der Eintrittswinkel  $\varphi_e$  nach Gleichung 5.7 zur Berechnung der Kontaktlinie verwendet. In Bild 6.17 b) ist die Kontaktlinie einer Schneide zum Austrittszeitpunkt  $\varphi_a$  über dem Verformungsfeld des Werkzeugs aufgetragen. Projiziert man die Verformungen entlang der Kontaktlinie auf eine orthogonale Ebene, so ergibt sich die Verformung des Werkzeugs über der Eingriffstiefe entlang der Kontaktlinie des Werkzeugs. Die resultierende Formkontur in Bild 6.17 c) gibt die Abweichung der Werkstückkontur über der Eingriffstiefe an.



**Bild 6.17:** a) gemessene Vorschubnormalkraft, b) Werkzeugverformung und c) Projektion der Werkzeugverformungen auf die Werkstückkontur entlang Kontaktlinie für Experiment 3 (Tabelle 4.4), Rundlauffehler von  $\rho = 3 \mu\text{m}$

Durch den Vergleich mit den Messergebnissen aus Kapitel 4.5 lässt sich bereits eine qualitative Übereinstimmung mit den gemessenen Gestaltabweichungen feststellen (Bild 4.28). Mit der hier entwickelten Methode kann die Formkontur des Werkstücks aus der Werkzeugverformung berechnet werden (Bild 6.15 b). Die Methode zur modellbasierten Berechnung der Werkzeugverformung und Gestaltabweichung aus Zerspankräften ist von dem Autor ausführlich in [KRÜ13b] beschrieben und verifiziert worden. Im folgenden Abschnitt wird die Separation und Bewertung der berechneten Formfehler erläutert (Bild 6.15 c).

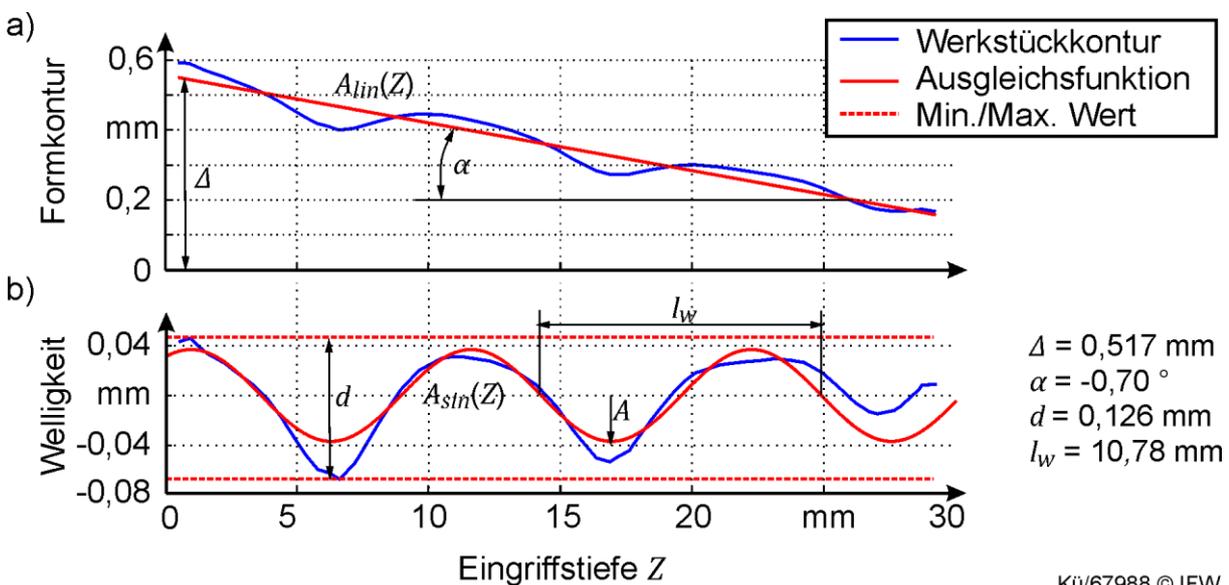
### 6.2.3 Separation der Gestaltabweichungen

Zur Online-Bewertung der Gestaltabweichungen am Werkstück müssen diese parametrisch beschrieben und gegenüber den geforderten Form- und Lageabweichungen des Werkstücks bewertet werden. Hierzu wird ein Verfahren zur parametrischen Beschreibung der Gestaltabweichungen entwickelt.

Die Gestaltabweichungen am Werkstück können durch Form- und Lageabweichungen beschrieben werden. Das in in Kapitel 4.5.2 beschriebene Verfahren zur parametrischen Beschreibung der Gestaltabweichungen soll nun automatisiert werden. Hierfür wird ein Algorithmus entwickelt, der die einzelnen Gestaltabweichungen aus der berechneten Formkontur des Werkstücks separiert, um diese gegenüber den geforderten Form- und Lagetoleranzen zu bewerten (Bild 6.15 c). Zur Separation der Gestaltabweichungen aus der Werkstückgestalt werden charakteristische Ausgleichsfunktionen verwendet. Für Gestaltabweichungen erster Ordnung wird die lineare Ausgleichsfunktion  $A_{lin}(Z)$  verwendet:

$$A_{lin}(Z) = k_{lin} \cdot Z + c \quad (6.6)$$

Die Parameter  $k_{lin}$  und  $c$  werden nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate bestimmt. Das Ergebnis der Einpassung der Ausgleichsfunktion in die Werkstückkontur aus Bild 6.17 c) ist im folgenden Bild 6.18 a) dargestellt.



Kü/67988 © IFW

**Bild 6.18:** Separation und Bewertung der Gestaltabweichung aus der Formkontur

Aus den Parametern der Ausgleichsfunktion  $A_{lin}$  lässt sich die maximale Formabweichung  $\Delta$  und die Winkelabweichung  $\alpha$  der Werkstückkontur berechnen:

$$\Delta = k_{lin} \cdot a_p + c \quad (6.7)$$

$$\alpha = \tan^{-1}(k_{lin}) \quad (6.8)$$

Zur Separation der Gestaltabweichungen höherer Ordnung wird die lineare Ausgleichsfunktion  $A_{lin}$  von der Werkstückkontur subtrahiert. Der restliche Formfehler in Bild 6.18 b) kann maßgeblich über die Welligkeit charakterisiert werden. Die Welligkeit lässt sich über die Wellenlänge  $l_w$  und die Wellenamplitude  $d$  beschreiben. Um diese Welligkeitsparameter aus der Formkontur zu bestimmen, wird eine weitere Ausgleichsfunktion  $A_{sin}$  in Form einer Sinus-Funktion verwendet:

$$A_{sin}(Z) = A \cdot \sin(l_w \cdot Z) \quad (6.9)$$

Hierbei werden die Parameter  $A$  und  $l_w$  ebenfalls durch einen Fitting-Algorithmus nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate bestimmt. Das Ergebnis der Parameteridentifikation ist in Bild 6.18 b) dargestellt. Weiterhin kann aus der Formkontur die Wellenamplitude  $d$  über den maximalen Abstand der Formkontur ermittelt werden (Bild 6.18 b).

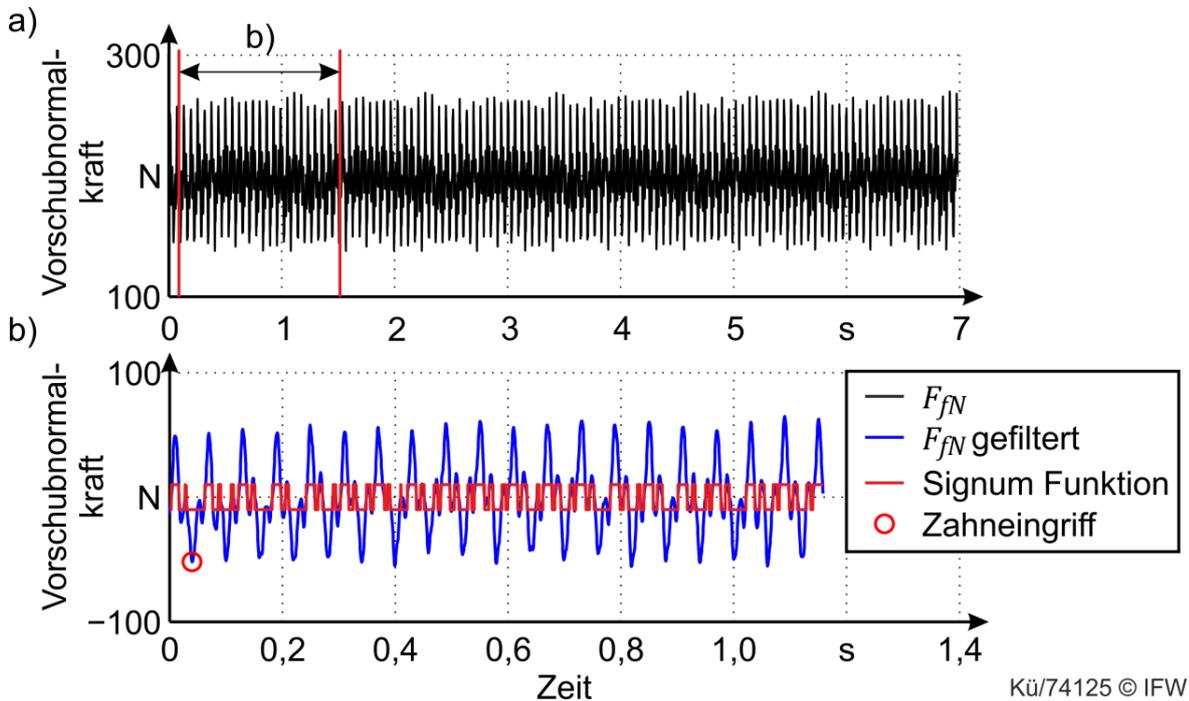
### 6.3 Entwicklung einer Benutzerschnittstelle zur Prozessbewertung

Gemäß den Anforderungen aus Kapitel 3 sollen Zustandsinformationen von Werkstück und Werkzeug bereitgestellt werden (Anforderung 1) und hinsichtlich der Gestalt- und Formabweichungen am Werkstück (Anforderung 4) in Echtzeit zum Prozess (Anforderung 6) bewertet werden. Das zu entwickelnde Verfahren soll sich in die Informationsstruktur des Virtuellen Planers (Bild 5.1) einordnen und dort mit anderen Systemfunktionen, der Arbeitsplanung, Fertigungssteuerung und Simulation, interagieren. In diesem Kontext ist eine Schnittstelle zur Aufnahme von Prozessgrößen aus der Werkzeugmaschine und Prozessstell- und Systemgrößen vorzusehen. Auf der Ausgangsseite sollen die identifizierten Modellparameter an die Simulation geliefert und aktuelle Fertigungsergebnisse für die Fertigungssteuerung bereitgestellt werden. Um die zuvor entwickelten modellbasierten Verfahren zur Berechnung und Bewertung von Qualitätsmerkmalen im Kontext dieser Anforderungen bereitstellen zu können, wird eine Benutzerschnittstelle zur Online-Prozessbewertung entwickelt.

#### 6.3.1 Grafische Oberfläche zur Online-Signalverarbeitung

Die zuvor beschriebenen modellbasierten Verfahren ermöglichen die Berechnung von Qualitätsmerkmalen aus gemessenen Zerspankräften. Um die Fertigungsqualität schon während des Zerspanprozesses online bewerten zu können, müssen die Qualitätsmerkmale automatisch gegenüber den geforderten Form- und Lagetoleranzen des Werkstücks bewertet werden. Das Bewertungsergebnis ist in einfacher Form wiederzugeben, um eine schnelle Reaktion auf Qualitätsschwankungen im Prozess zu ermöglichen. Dazu wird im Folgenden eine grafische Benutzerschnittstelle entwickelt, die das Einlesen von Prozessinformationen sowie die Verarbeitung und Bewertung der Zerspankräfte auf einem PC im Maschinen-

umfeld ermöglicht. Zur Visualisierung und Aufbereitung der Zerspankräfte wurde das in Bild 6.19 gezeigte Ausgabefenster entwickelt.



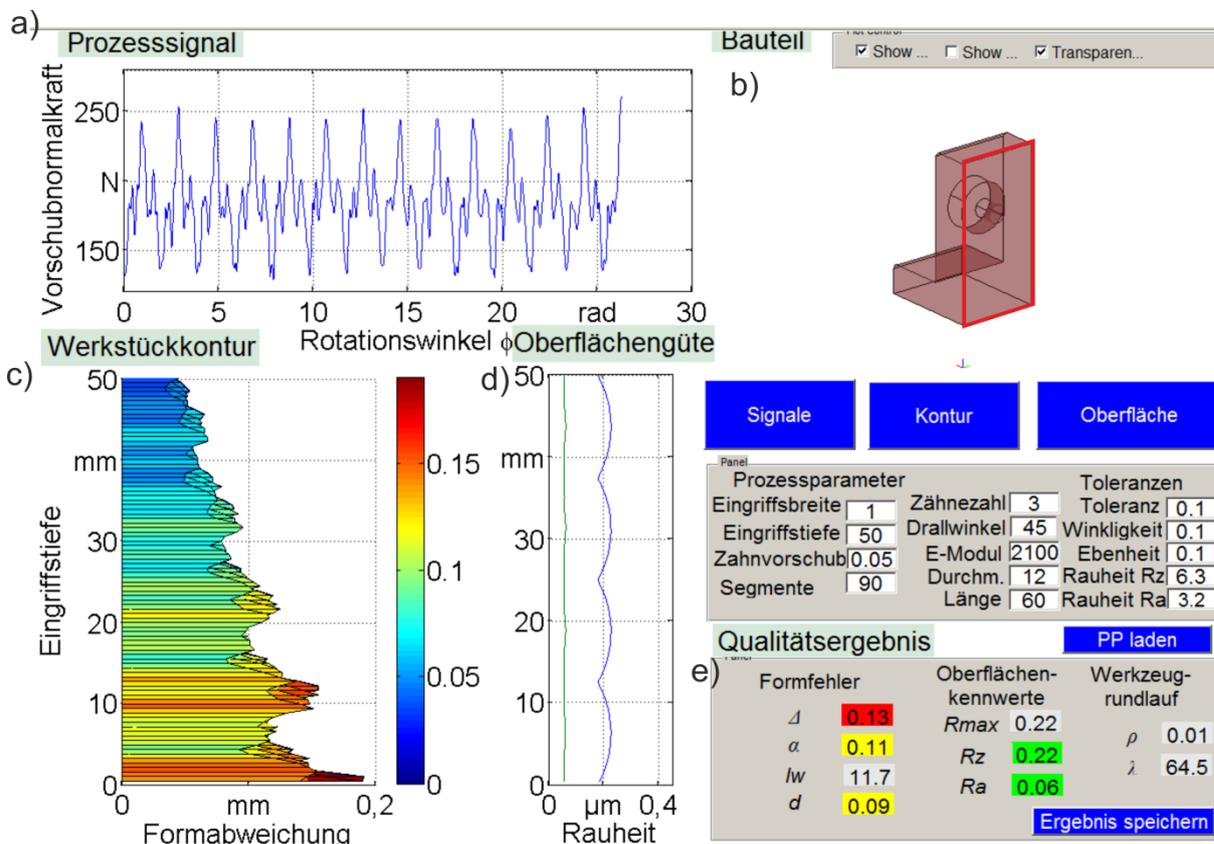
Kü/74125 © IFW

**Bild 6.19:** Ausgabefenster zur Signalverarbeitung und -auswertung

Im oberen Bereich des Fensters werden die aufgezeichneten Prozesssignale in Echtzeit dargestellt. Hieraus werden die zur Prozessbewertung benötigten Signalbereiche manuell selektiert. Für die Bewertung der Gestalt- und Oberflächenfehler wird ein Signalbereich der Zerspankraft von mindestens 2-3 Werkzeugumdrehungen (0,4-0,8 s in Bild 6.) benötigt. Im zweiten Fenster werden die Zerspankräfte anschließend ausgewertet. Erst durch die präzise Bestimmung der Zahneingriffsfrequenz, -phase und der Drehzahl wird die Berechnung der Qualitätsmerkmale am Werkstück ermöglicht. Die Identifikation und Aufbereitung der Zerspankräfte wird in Echtzeit zum Fräsprozess mit Hilfe des in Kapitel 6.2.1 entwickelten Identifikationsverfahrens durchgeführt. In der Signalauswertung werden die Schneideneingriffe identifiziert und die Schneiden indiziert. Mit dem in Kapitel 6.1.1 entwickelten Verfahren zur Identifikation des Werkzeuggrundlauffehlers werden die Rundlauffehlerparameter aus der Zerspankraft bestimmt. Die hier identifizierten Größen und Parameter werden im Zwischenspeicher abgelegt und stehen anschließend für die Prozessbewertung zur Verfügung.

### 6.3.2 Grafische Oberfläche zur Online-Prozessbewertung

Zur grafischen Visualisierung und Bewertung der Fertigungsqualität wurde die folgende Benutzeroberfläche zur Online-Prozessbewertung entwickelt:



**Bild 6.20:** Benutzeroberfläche zur Online-Bewertung der Werkstückqualität

Zur Prozessbewertung werden die prozessspezifischen Stell- und Systemgrößen sowie werkstückbezogene Geometrie- und Qualitätsanforderungen benötigt. Zur Bereitstellung der benötigten Prozess- und Bauteilzustandsinformationen wurde das STEP-NC Austauschformat nach ISO 10303 verwendet. Hiermit kann die CAD-Geometrie des Bauteils sowie alle relevanten Prozessdaten für ein Fertigungsfeature übertragen werden. Hieraus werden das aktuelle Fertigungsfeature und die dazugehörigen geometrischen Attribute (Maß- und Form- und Oberflächenangaben) zur Prozessbewertung extrahiert. Neben den über das Austauschformat geladenen Prozess- und Bauteildaten (Bild 6.20 b) wird die gemessene Zerspankraft (Bild 6.20 a) aus der Signalverarbeitung dargestellt. Im unteren Bereich des Fensters erfolgt die Bewertung der Bauteilqualität auf Basis einer grafischen Visualisierung der Werkstücktopographie sowie auf quantitativer Basis durch den Vergleich der berechneten Gestalt- und Oberflächenkennwerte mit den geforderten Maß- und Formabweichungen des Bauteils. Dazu wird in Bild 6.20 c) die berechnete vertikale Werkstückkontur dargestellt. Diese wurde durch das zuvor in Kapitel 6.2.2 entwickelte Verfahren erzeugt (Bild 6.17). Zur Bewertung der Oberflächenrauheit wurde das in Kapitel 6.1 entwickelte Verfahren implementiert. Die berechnete

Oberflächenrauheit wird in Bild 6.20 d) in Form von Rauheitskennwerten über der Eingriffstiefe dargestellt.

Um die Fertigungsqualität abschließend bewerten zu können, werden die geometrischen Qualitätsmerkmale des Werkstücks mit den Qualitätsanforderungen verglichen. Dazu werden die berechneten Gestaltabweichungsparameter und die berechnete Oberflächenrauheit numerisch ausgegeben und farblich, nach dem Ampelschema, bewertet (Bild 6.20 e). Zur Bewertung der Qualitätsmerkmale wird die folgende Farbcodierung bei der Ausgabe verwendet:

- grüne Markierung: Einhaltung der Toleranz,
- gelbe Markierung: Erreichen der Toleranzgrenze (90-100% Toleranzwert)
- rote Markierung: Überschreitung des Toleranzbereiches (>100% Toleranzwert).

Die Form- und Lagetoleranzen sowie Maße der bearbeiteten Fläche werden ebenfalls über das Austauschformat eingelesen. Das Bewertungsergebnis wird anschließend in das STEP-NC Format als Qualitätsergebnis zurückgeschrieben. Durch das entwickelte Verfahren und die Benutzerschnittstelle können Zustandsinformationen für das Werkstück und das Werkzeug online zur Verfügung gestellt werden (Anforderung 1 aus Kapitel 3). Zudem werden Qualitätsmerkmale aus dem Prozess berechnet und gegenüber den Qualitätsanforderungen bewertet (Anforderung 4 aus Kapitel 3).

## 7 Validierung des entwickelten Bewertungsverfahrens

In diesem Kapitel erfolgt die Validierung der entwickelten Methoden zur Berechnung und Bewertung der Fertigungsqualität aus Zerspankräften anhand experimenteller Untersuchungen. Dazu werden die entwickelten Methoden zunächst einzeln durch die Gegenüberstellung berechneter und gemessener Qualitätsmerkmale aus den Untersuchungen validiert. Anschließend werden die entwickelten Verfahren gemeinsam anhand eines Referenzprozesses validiert. Die Funktion des entwickelten Verfahrens wird abschließend gegenüber dem Einsatz im Virtuellen Planer diskutiert.

### 7.1 Validierung der Rundlauffehleridentifikation

Das entwickelte Verfahren zur Identifikation der Rundlauffehler aus Prozesskräften wird im Folgenden experimentell validiert, um die Güte und Robustheit des Verfahrens herauszustellen und um Grenzen für die praktische Anwendung des Verfahrens aufzuzeigen. Dazu wird zunächst auf Basis der industriellen Randbedingungen aus Kapitel 4.1 ein Versuchsplan entwickelt, der typische Rundlauffehler und Einflussgrößen bei der Fräsbearbeitung widerspiegelt. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchung werden anschließend analysiert und gegenüber den gestellten Anforderungen an das Verfahren diskutiert.

#### 7.1.1 Versuchsplanung

Um die Eignung des Verfahrens gegenüber den industriellen Anforderungen darzustellen, wurde ein Versuchsplan aufgestellt der sich an dem Referenzprozess aus Kapitel 4.1 orientiert. Der experimentelle Versuchsplan konzentriert sich daher auf die Schlichtfräsbearbeitung mit Schaftfräsern unterschiedlichen Durchmessers (10, 20, 50 mm) mit typischen Eingriffsbedingungen einer Schlichtbearbeitung ( $a_e < 2$  mm,  $f_z < 0,1$  mm). Der Fokus der Versuche liegt weiterhin auf Werkzeugrundlauffehlern  $< 10$   $\mu$ m und Oberflächenrauheiten  $R_z < 3$   $\mu$ m.

Um das Verfahren gegenüber unterschiedlicher Rundlauffehlerparameter zu untersuchen, wurden drei verschiedene Werkzeugarten (zwei Schaftfräser, ein Messerkopf) in drei verschiedenen Werkzeughaltern (Hydrodehnspannfutter, Schrumpffutter und Spanndornaufnahme) kombiniert. Zur Berücksichtigung des Maschineneinflusses werden die Untersuchungen auf zwei verschiedenen Fräsmaschinen durchgeführt. Um Referenzwerte für den Werkzeuggrundlauf im Zerspanprozess zu erhalten, wurden alle Versuchswerkzeuge in jeder Werkzeugmaschine vermessen und der Rundlauffehler bestimmt (Messverfahren aus Kapitel 11.5). Die Versuchsmatrix für die Validierung der Rundlaufidentifikation ist in Tabelle 7.1 dargestellt.

**Tabelle 7.1:** Versuchsmittelmatrix zur Validierung der Rundlauffehleridentifikation

Experiment	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Wz-Radius $R$ [mm]	5	5	5	5	10	10	10	10	25	25
Werkzeughalter Typ	HD	HD	SF	SF	HD	HD	SF	SF	SD	SD
WZM	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
Halter:	HD – Hydrodehnspannfutter, SF – Schrumpffutter, SD – Spanndorn									
WZM:	1 – Heller MCI 16, 2 – DMG HSC 55 linear									
Wz-Typ:	10 mm Schafffräser 3 Schneiden, 20 mm Schafffräser 4 Schneiden, 50 mm Messerkopf 5 Schneiden									

Um die Rundlaufidentifikation für unterschiedliche Werkzeuge unter variablen Prozessbedingungen bewerten zu können, wurde zudem eine Prozessmatrix aufgestellt. In der Prozessmatrix werden Störgrößen für die Rundlaufidentifikation gezielt variiert. Aus den Untersuchungen in Kapitel 4.4 geht hervor, dass das verwendete Merkmal zu Rundlaufidentifikation (Verteilung der Schnittenergie) von dem gewählten Zahnvorschub und Schwingungen im Kraftsignal beeinflusst wird. Um die Robustheit des Verfahrens gegenüber variierenden Prozessbedingungen zu untersuchen, sieht die Prozessmatrix eine Variation des Zahnvorschubs und der Schnittgeschwindigkeit in drei Schritten vor:

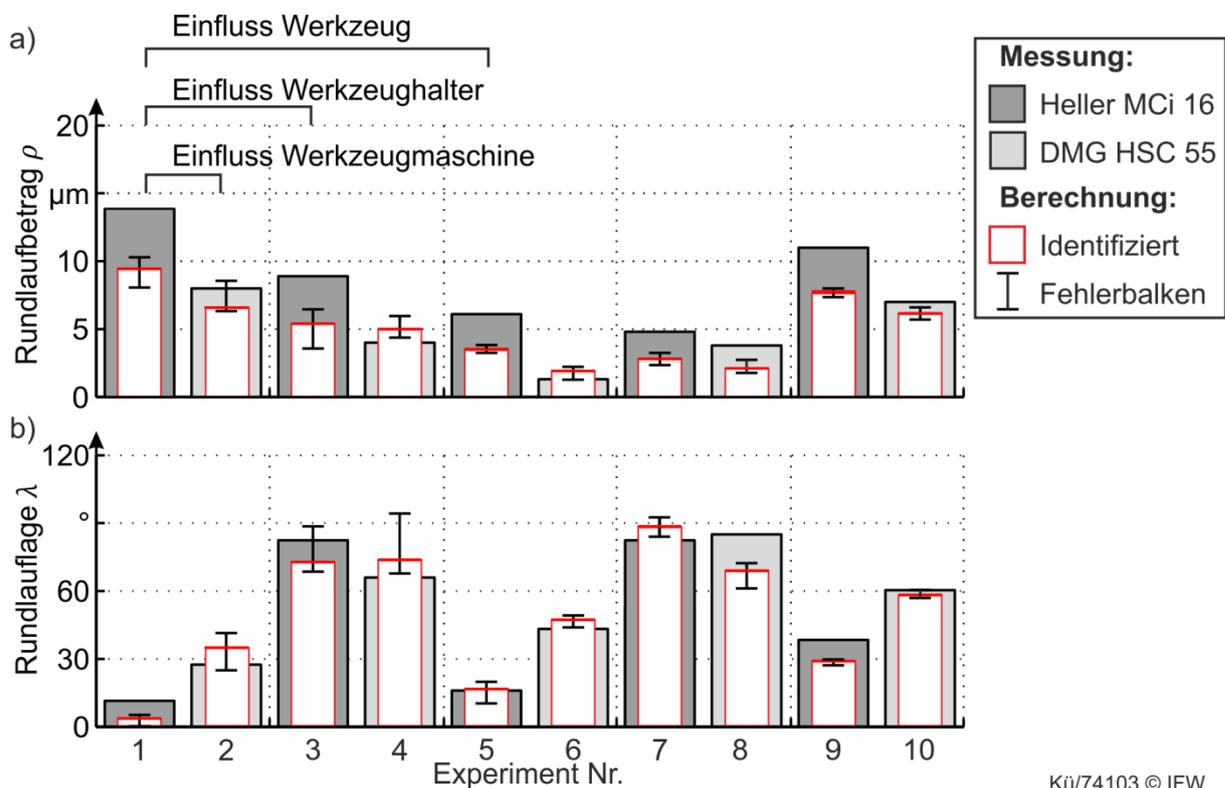
**Tabelle 7.2:** Prozessmatrix zur Validierung der Rundlauffehleridentifikation

Experiment	a	b	c	d	e	f
Zahnvorschub $f_z$ [mm]	0,05	0,075	0,1	0,075	0,075	0,075
Eingriffsbreite $a_e$ [mm]	2	2	2	2	2	2
Eingriffstiefe $a_p$ [mm]	10	10	10	10	10	10
Schnittgeschwindigkeit $v_c$ [m/min]	100	100	100	100	150	200

Der Zahnvorschub wurde entsprechend der Herstellerangaben für die Schlichtbearbeitung ausgewählt. Die Schnittgeschwindigkeit wird hier durch die dynamische Stabilität der Kraftmessplattform begrenzt. Daher wird eine Schnittgeschwindigkeit  $<200$  m/min verwendet. Um die Reproduzierbarkeit der Prozessbedingungen zu untersuchen, sieht die Prozessmatrix eine Wiederholung vor (Tabelle 7.2 b und d). Aus der Kombination von Versuchsmitteln (Tabelle 7.1) und Prozessstellgrößen (Tabelle 7.2) ergeben sich insgesamt 60 Experimente, die durchgeführt und nachfolgend ausgewertet werden. Zur Versuchsdurchführung wurde der Versuchsaufbau aus Kapitel 4.2 verwendet. Während der Versuche wurden die Zerspankraftkomponenten aufgezeichnet und mit dem in Kapitel 6.1.1 entwickelten Verfahren zur Rundlauffehleridentifikation ausgewertet. Die Ergebnisse der Rundlaufidentifikation werden im folgenden Kapitel den gemessenen Rundlauffehlern gegenübergestellt.

### 7.1.2 Auswertung der Rundlauffehleridentifikation

Die aus der Versuchsreihe identifizierten Rundlauffehler werden im Folgenden den in der Werkzeugmaschine gemessenen Rundlauffehlerparametern gegenübergestellt. Damit soll die Güte des Identifikationsverfahrens unter variablen Prozess- und Systembedingungen ermittelt werden. Im folgenden Bild 7.1 sind die gemessenen und identifizierten Rundlauffehlerparameter für die Versuchsreihe dargestellt.

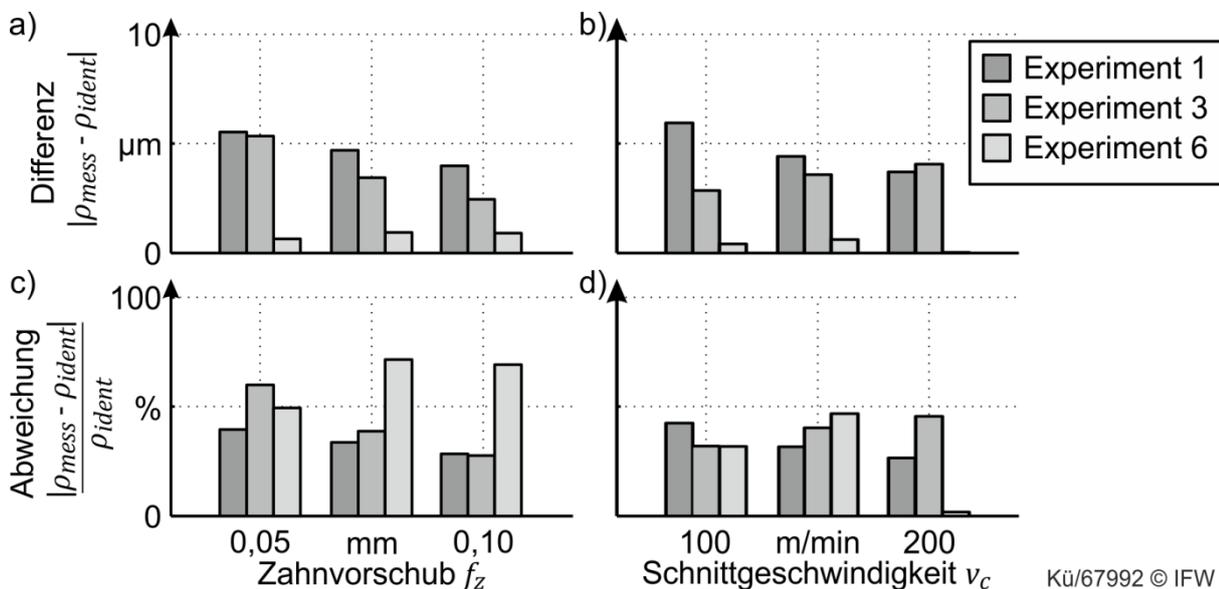


Kü/74103 © IFW

**Bild 7.1:** a) Gegenüberstellung des gemessenen und identifizierten Rundlauffehlerbetrags und b) -lage für die Versuchsreihe aus Tabelle 7.1

Durch die Kombination von Werkzeug, Werkzeughalter und Werkzeugmaschine konnten unterschiedliche Rundlauffehler am Werkzeug hervorgerufen werden. Aus der Gegenüberstellung der Messergebnisse in Bild 7.1 können bereits dominante Einflüsse auf den Rundlauffehler identifiziert werden. Durch den Vergleich von zwei nebeneinander liegenden Experimenten (bspw. Experiment 1 und 2) kann der Einfluss der Werkzeugmaschine auf den Rundlauffehler am Werkzeug abgelesen werden. Der Einfluss des Werkzeughalters auf den Werkzeugrundlauf ergibt sich bspw. aus der Gegenüberstellung von Experiment 1 und 3. Die in Experiment 3 und 7 verwendeten Schrumpffutter weisen deutlich geringere Rundlauffehler als die Hydrodehnspannfutter aus Experiment 1 und 5 auf. Die Rundlauffehlerlage wurde hier im Bezug zu einer Schneide an der Fräterspitze ermittelt und ist, wegen der individuellen Winkellage des Fräswerkzeugs, hier zunächst nicht interpretierbar.

In Bild 7.1 sind zudem die, aus den Zerspanversuchen nach Tabelle 7.2, identifizierten Rundlauffehlerparameter eingetragen. Da die Rundlaufidentifikation in Abhängigkeit der jeweiligen Prozessstellgrößen nach Tabelle 7.1 unterschiedliche Werte lieferte, ist in Bild 7.1 die Streubreite und der Mittelwert der Rundlauffehlerparameter aus sechs Messungen mit einem Fehlerbalken angegeben. Hieraus ergeben sich Streubreiten von  $\rho < 4 \mu\text{m}$  und  $\lambda < 30^\circ$  über die jeweiligen Messungen. Aus der Gegenüberstellung der gemessenen und identifizierten Parameter ergeben sich im Mittel Abweichungen vom gemessenen Rundlauffehler am Werkzeug von  $\rho < 6 \mu\text{m}$  und  $\lambda < 15^\circ$ . Um die Einflüsse auf die Genauigkeit des Verfahrens zu analysieren, werden die Abweichungen nachfolgend über den jeweiligen Prozessstellgrößen für drei unterschiedliche Experimente aufgeschlüsselt. Die Differenz zwischen Messung und Identifikation ist im folgenden Bild 7.2 a) über dem Zahnvorschub und der Schnittgeschwindigkeit (Bild 7.2 b) aufgetragen. In Bild 7.2 c-d sind die relativen Abweichungen der Identifikation vom Messwert dargestellt:

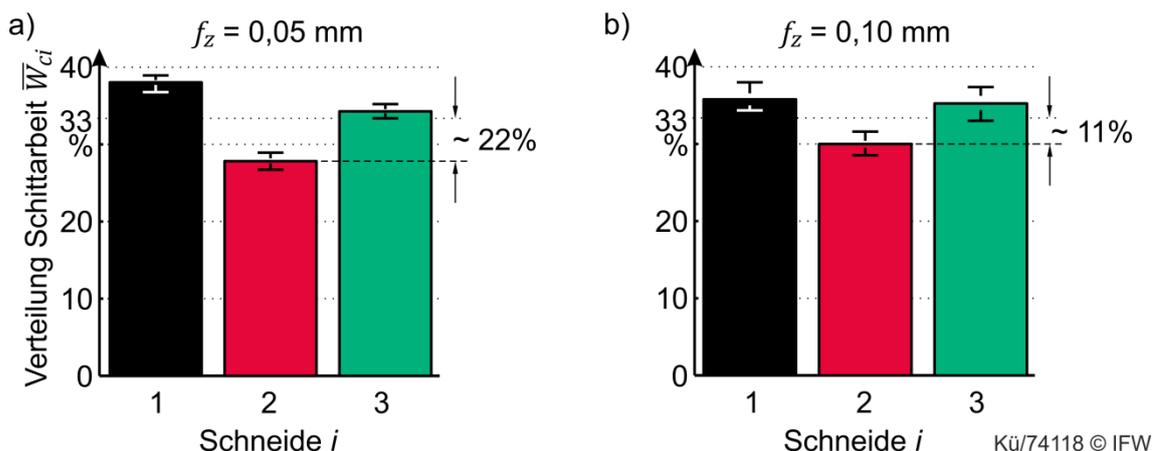


**Bild 7.2:** Differenz und Abweichung der gemessenen und identifizierten Rundlauffehler über dem Zahnvorschub und der Schnittgeschwindigkeit

Zunächst wird die Güte der Identifikation über dem Zahnvorschub betrachtet. Mit Experiment 1 und 3 kann gezeigt werden, dass die Differenz und Abweichung zwischen Messung und Identifikation deutlich vom Zahnvorschub abhängt. In Experiment 6 ergibt sich hingegen nur eine relative Veränderung von 50% zu 65% bei relativ konstanter Differenz. Insgesamt können die Rundlauffehlerbeträge mit einer Differenz  $< 6 \mu\text{m}$  identifiziert werden. Die Güte der Identifikation steigt mit steigendem Zahnvorschub. Um diesen Einfluss genauer zu untersuchen, wird nachfolgend die Merkmalsbildung und Identifikation von Experiment 3 betrachtet.

In Kapitel 4.4 wurden verschiedene Einflüsse auf das zur Identifikation verwendete Signalmerkmal untersucht. Hier wurde gezeigt, dass die charakteristische Verteilung der Schnittarbeit auf die Schneiden neben dem Rundlauffehler durch die Spannungs-

dicke beeinflusst wird. Übersteigt der Rundlauffehlerbetrag  $\rho$  die maximale Spannungsdicke  $h_{max}$ , so wird die Schnittarbeit der betroffenen Schneide zu Null. Der Einfluss des Rundlauffehlers auf das Signalmerkmal ist demnach von dem Verhältnis  $\rho/h_{max}$  abhängig. Je höher das Verhältnis ist, umso deutlicher wird der Rundlauffehlereinfluss im Signalmerkmal. Um diesen Einfluss zu untersuchen, werden zwei Signalmerkmale diesbezüglich gegenübergestellt. Das folgende Bild zeigt die Verteilung der Schnittarbeit bei Experiment 3 mit  $\rho = 9 \mu\text{m}$  für zwei verschiedene Zahnvorschübe  $f_z = 0,05$  und  $0,1$  mm.

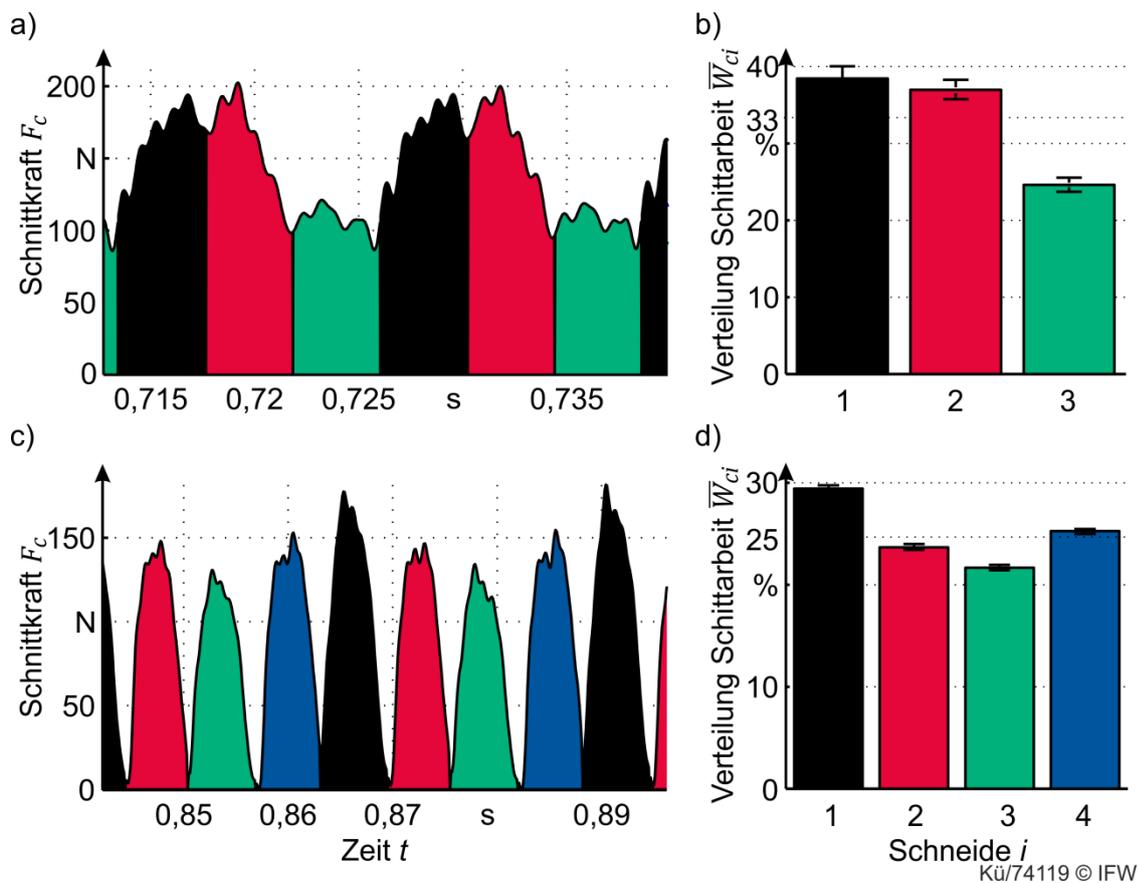


**Bild 7.3:** Einfluss des Rundlauffehlers auf die gemessene Verteilung der Schnittarbeit bei 3 Schneiden und  $\rho = 9 \mu\text{m}$  (Experiment 3)

Durch die Verdoppelung des Zahnvorschubs und der Spannungsdicke in Bild 7.3 b) sinkt der Einfluss des Rundlauffehlers auf die Verteilung der Schnittarbeit deutlich (22% zu 11%). Der Rundlauffehleranteil ist daher in Bild 7.3 a) bei  $f_z = 0,05$  mm deutlich stärker ausgeprägt. Entsprechend dem Verhältnis  $\rho/h_{max}$  ( $\rho = 9 \mu\text{m}$  und  $h_{max} = 40 \mu\text{m}$ ) variiert die Schnittarbeit je Schneide hier um 22%. Mit höherem Zahnvorschub steigt der Anteil der Streuung im Signalmerkmal (Fehlerbalken in Bild 7.3 b) gegenüber der Verteilung der Schnittarbeit. Die Identifikation wird hier durch die Streufehler im Signalmerkmal stärker verfälscht. Trotz des deutlichen Rundlauffehleranteils in den Schnittkräften führt die Identifikation für Experiment 3 zu Abweichungen von bis zu  $6 \mu\text{m}$  von der Messung (Bild 7.2 a). Diese Streuung resultiert aus dem Zerspanprozess (Spanklemmung) oder aus Übertragungsfehlern der Messkette zur Kraftmessung. Der relative Messfehler der verwendeten Messkette (Bild 11.2) liegt bei  $f_{rel} < 2,5\%$ . Durch die dynamische Anregung des Messsystems (Bild 11.4) können Schwingungen das Kraftsignal und das daraus berechnete Signalmerkmal zusätzlich beeinträchtigen. Dies wird im Folgenden untersucht.

Aus Bild 7.2 a) und b) geht hervor, dass in Experiment 6 deutlich geringere Differenzen ( $< 2,5 \mu\text{m}$ ) zwischen Identifikation und Messung auftreten. Bei diesem Experiment wurde gegenüber Experiment 3 ein größerer Werkzeugdurchmesser ( $D = 20$  mm) verwendet. Wie sich dies auf die Schnittkräfte und das Signalmerkmal zur Rundlaufidentifikation auswirkt, zeigt der Vergleich von Experiment 1 und 6 im

folgenden Bild 7.4 a) und c). Die Gegenüberstellung von Exp. 1 und 6 zeigt zwei Extremfälle aus der Versuchsreihe. Bei den Eingriffsbedingungen von Experiment 1 sind mehrere Schneiden gleichzeitig im Eingriff (Gleichförmigkeit  $>1$ ). Aufgrund der Signalcharakteristik und des überlagerten Signalrauschens lassen sich die Schneideneingriffskräfte nur schwer separieren. Zur Trennung der Schneideneingriffskräfte werden hier markante Knickstellen im Schnittkraftsignal verwendet. Da diese Stellen wegen der überlagerten Schwingung und des Signalrauschens im Schnittkraftsignal nicht reproduzierbar gefunden werden können, weist das daraus identifizierte Signalmerkmal eine hohe Streuung von  $<5\%$  auf (Fehlerbalken in Bild 7.4 b).



**Bild 7.4:** a)-b) Gemessene Schnittkräfte und identifizierte Signalmerkmale für Experiment 1 mit 3 Schneiden und c)-d) für Experiment 6 mit 4 Schneiden

In Experiment 6 sind immer nur einzelne Schneiden im Eingriff (Gleichförmigkeitsgrad  $<1$ ), dadurch zeichnen sich die Schneideneingriffskräfte deutlich in der Schnittkraft ab. Die Schnittarbeit jeder Schneide kann hier mit geringer Streuung berechnet werden. Zusätzlich stehen mit vier Schneiden deutlich mehr Informationen zur Merkmalsbildung zur Verfügung. Die Rundlaufidentifikation bei Experiment 6 kann deshalb mit einer Differenz  $<1 \mu\text{m}$  durchgeführt werden (Bild 7.2).

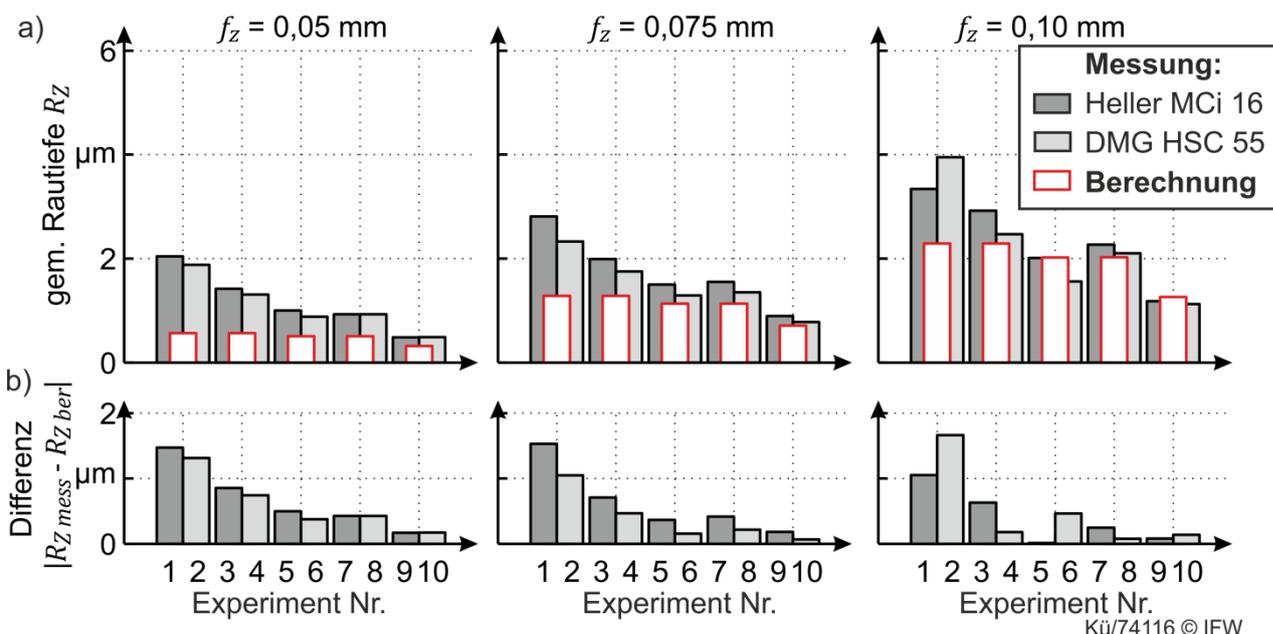
Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die Güte der Rundlauffehleridentifikation von der Merkmalsbildung aus den Zerspankraftsignalen abhängt. Das Signalmerkmal bildet den Rundlaufehlereinfluss gut ab, wenn sich der

Rundlauffehler deutlich (bzgl.  $\rho/h_{max}$ ) in den Schneideneingriffskräften (bzgl. Gleichförmigkeitsgrad  $<1$ ) ausprägt. Außerdem ist eine Rausch- und Schwingungsarme Signalübertragung erforderlich, um deterministische Signalmerkmale zur Rundlaufidentifikation bilden zu können. Wenn diese Randbedingungen eingehalten werden, ist eine online Identifikation des Rundlauffehlers mit geringen Abweichungen ( $<2 \mu\text{m}$ ,  $<30\%$  von  $\rho_{mess}$ ) realisierbar. Mit der experimentellen Validierung in diesem Kapitel kann gezeigt werden, dass eine Rundlauffehleridentifikation im Rahmen der durch den Referenzprozess (Kapitel 4.1) vorgegebenen Anforderungen möglich ist. Die Identifikation kann mit den spezifizierten Schafffräsern innerhalb der für den Referenzprozess relevanten Prozessstellgrößen ( $f_z < 0,1 \text{ mm}$  und  $v_c < 200 \text{ m/min}$ ) robust durchgeführt werden.

## 7.2 Validierung der Oberflächenberechnung

Zur Validierung des Verfahrens zur Berechnung der Oberflächengüte aus Prozesssignalen wird die Versuchsreihe aus Kapitel 7.1.1 verwendet. Damit wird das Verfahren gegenüber den Auswirkungen unterschiedlicher Werkzeuge, Werkzeugmaschine und Prozessstellgrößen auf die Werkstückoberfläche validiert.

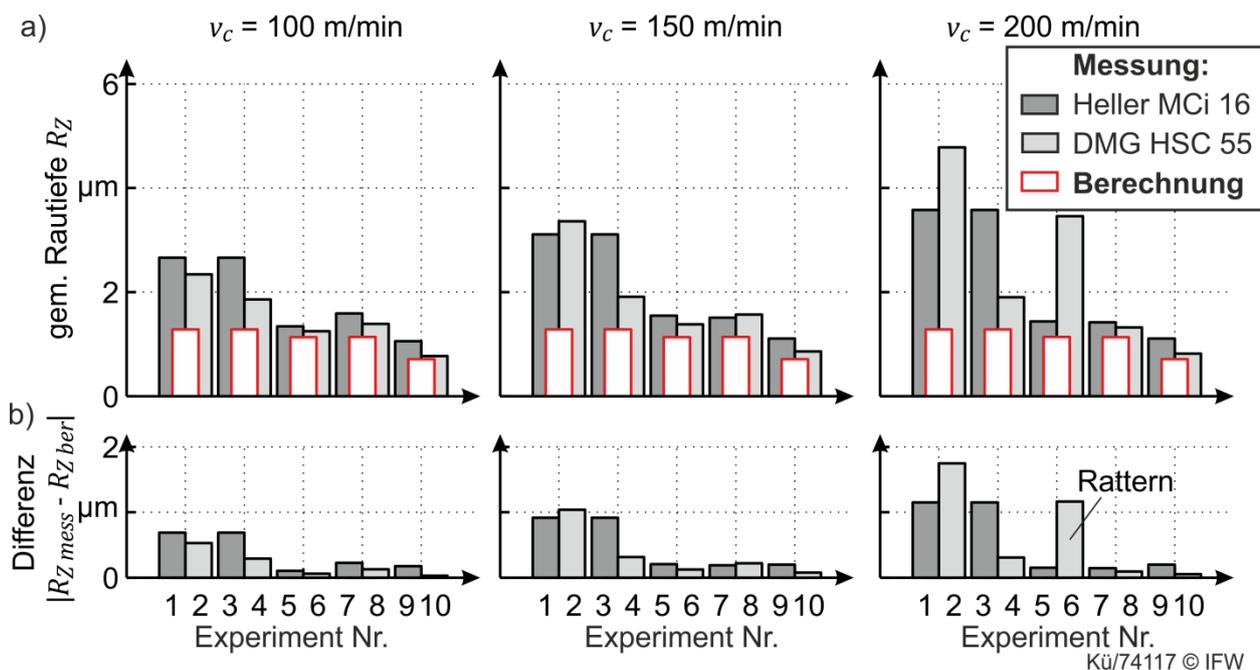
Die Oberflächenrauheit des gefrästen Werkstücks wurde anhand der identifizierten Rundlauffehlerparameter, der Prozessstell- und Systemgrößen für alle Experimente aus Tabelle 7.1 mit dem entwickelten Verfahren aus Kapitel 6.1.2 berechnet. Die Oberflächenrauheit der Versuchswerkstücke wurde vermessen und ist im folgenden Bild 7.5 der berechneten Oberflächenrauheit gegenübergestellt. Da die Oberflächenrauheit stark von dem Zahnvorschub beeinflusst wird, sind die Rautiefen aus den Experimenten nach dieser Größe gestaffelt dargestellt.



**Bild 7.5:** a) Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Rautiefe über dem Zahnvorschub und b) Differenz zwischen Messung und Berechnung aus Versuchsreihe Tabelle 7.1 (Berechnung gilt jeweils für beide WZM)

Aus den gemessenen Rautiefen geht eine deutliche Abhängigkeit vom Zahnvorschub sowie vom Werkzeugradius hervor. Die Berechnung lieferte jeweils dasselbe Ergebnis für die Variation der Werkzeugmaschine. In fast allen Experimenten resultiert jedoch aus der Messung für Werkzeugmaschine 1 (Heller MCI 16) eine erhöhte Oberflächenrauheit. Gegenüber der berechneten Oberflächenrauheit ergeben sich deutliche Differenzen für Werkzeugradien  $R < 5$  mm (Experiment 1-4). Diese schwächt sich jedoch über dem Zahnvorschub auf  $< 1 \mu\text{m}$  bei Experiment 1 ab. Für Werkzeugradien  $R > 10$  mm (Experiment 5-10) kann die Oberflächenrauheit beim Fräsen mit einer Differenz  $< 0,5 \mu\text{m}$  ( $< 25\%$  von  $R_{Z\text{mess}}$ ) berechnet werden. Die Güte der Berechnung wird mit steigendem Werkzeugradius ( $>$ Experiment 4) und Zahnvorschub zudem deutlich besser Bild 7.5 b).

Die Oberflächenrauheit am Werkstück wird neben den Prozessstell- und Systemgrößen auch bspw. durch Schwingungen beeinflusst. Zur Validierung des Einflusses einer erhöhten Schwingungsanregung sind die Versuchsergebnisse im folgenden Bild 7.6 nach steigender Schnittgeschwindigkeit gruppiert dargestellt.

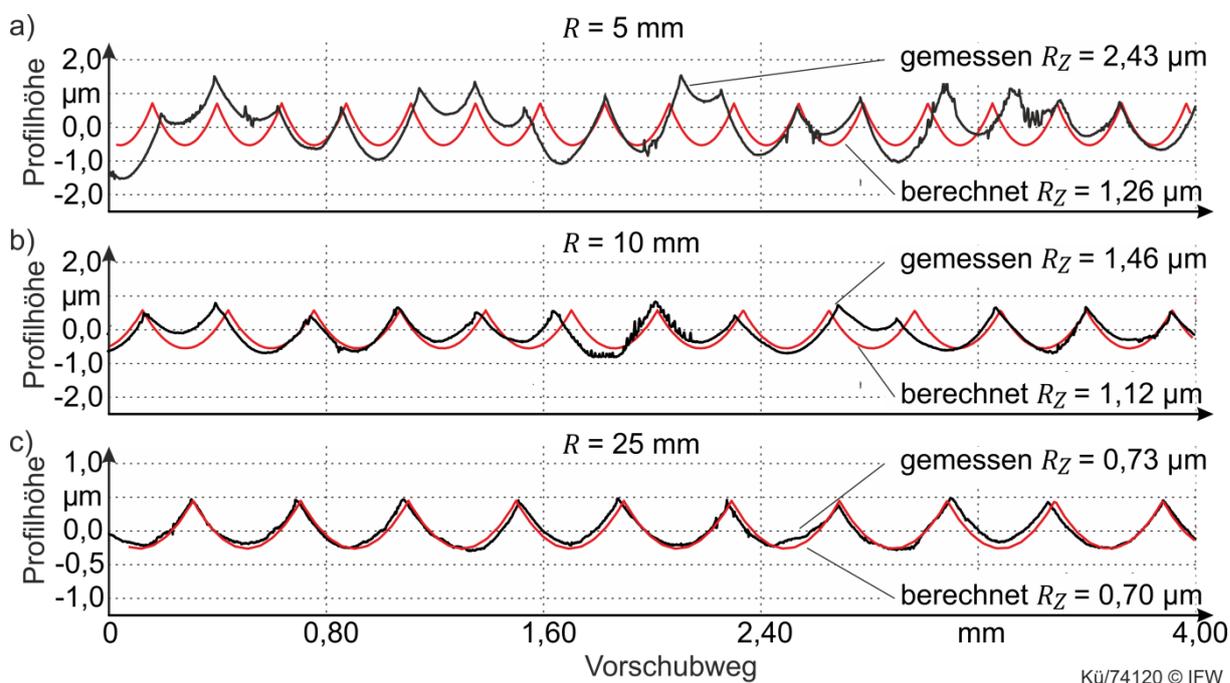


**Bild 7.6:** a) Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Rautiefe über Schnittgeschwindigkeit und b) Differenz zwischen Messung und Berechnung aus Tabelle 7.1 (Berechnung gilt jeweils für beide WZM)

Auch hier zeigt sich eine gute Übereinstimmung ( $< 1 \mu\text{m}$ ) der gemessenen und berechneten Oberflächenrauheit für Werkzeugradien  $R > 5$  mm. Bei Experiment 1-4 steigt die Oberflächenrauheit bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 200$  m/min überproportional an. Zudem zeigt sich hier eine deutliche Abhängigkeit der Ergebnisse von der verwendeten Werkzeugmaschine. Die Ursache für diesen drastischen Anstieg der Oberflächenrauheit ist die Prozessinstabilität. Durch das sogenannte Rattern entstehen starke Schwingungsamplituden, die deutliche Marken

auf der Werkstückoberfläche verursachen. Das Berechnungsverfahren unterschätzt die Oberflächenrauheit bei  $v_c = 200$  m/min um mindestens  $2 \mu\text{m}$ . Für ratterfreie Prozesse mit Werkzeugradien  $>10$  mm liefert das Verfahren Abweichungen von  $<1 \mu\text{m}$  ( $<30\%$  von  $R_{Z\text{mess}}$ ) über verschiedene Schnittgeschwindigkeiten.

Um die Güte der Oberflächenberechnung noch differenzierter bewerten zu können, werden nachfolgend starke Abweichungen der Experimente anhand des gemessenen und berechneten Oberflächenprofils analysiert. Dafür wird zunächst der Einfluss des Werkzeugradius auf die Güte der Berechnung betrachtet. Aus Bild 7.5 geht bereits der deutliche Einfluss des Werkzeugradius auf die Oberflächenrauheit hervor. Im folgenden Bild 7.7 sind gemessene und berechnete Oberflächenprofile für unterschiedliche Werkzeugradien gegenübergestellt.

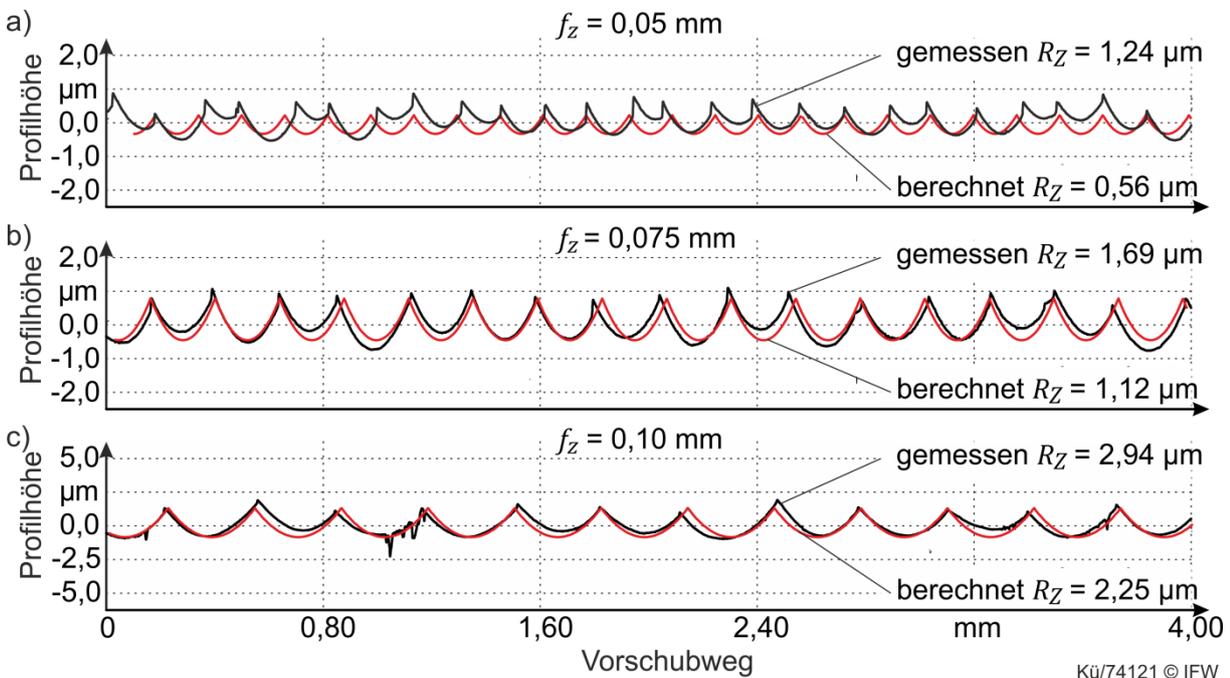


**Bild 7.7:** Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Oberflächenprofile für a) Experiment 1, b) Experiment 5 und c) Experiment 10 für  $f_z = 0,075$  mm

Aus Bild 7.7 a) gehen deutliche Abweichungen zwischen dem berechneten und dem gemessenen Oberflächenprofil für Experiment 1 hervor. Die gemessene Oberfläche weist neben der Periodizität des Schneideneingriffs eine überlagerte Schwingung auf, die zu einer Verdopplung der Profilwelligkeit gegenüber der berechneten kinematischen Rautiefe führt. Die Ursache für die erhöhte Profilwelligkeit resultiert aus einer dynamischen Prozessschwingung, welche auch in den aufgezeichneten Zerspankräften in Bild 7.4 a) beobachtet werden kann. Die Prozessstabilität erhöht sich je steifer das Werkzeug ist, demnach reduziert sich die überlagerte Prozessschwingung in Bild 7.7 b) für Experiment 5 ( $R = 10$  mm). Die Abweichung zwischen gemessener und berechneter Rautiefe liegt hier im Bereich  $<0,4 \mu\text{m}$ . Für einen Werkzeugradius von  $R = 25$  mm (Bild 7.7 c) kann die Oberflächenrauheit mit

Abweichungen  $<0,1 \mu\text{m}$  berechnet werden. Hier kann das Oberflächenprofil des Werkstücks in Betrag und Gestalt mit hoher Übereinstimmung berechnet werden.

Im folgenden Bild 7.8 wird der Einfluss des Zahnvorschubs auf die Abbildungsgüte des Verfahrens untersucht. Dazu wurden Oberflächenprofile aus Experiment 4 für verschiedene Zahnvorschübe gegenübergestellt.

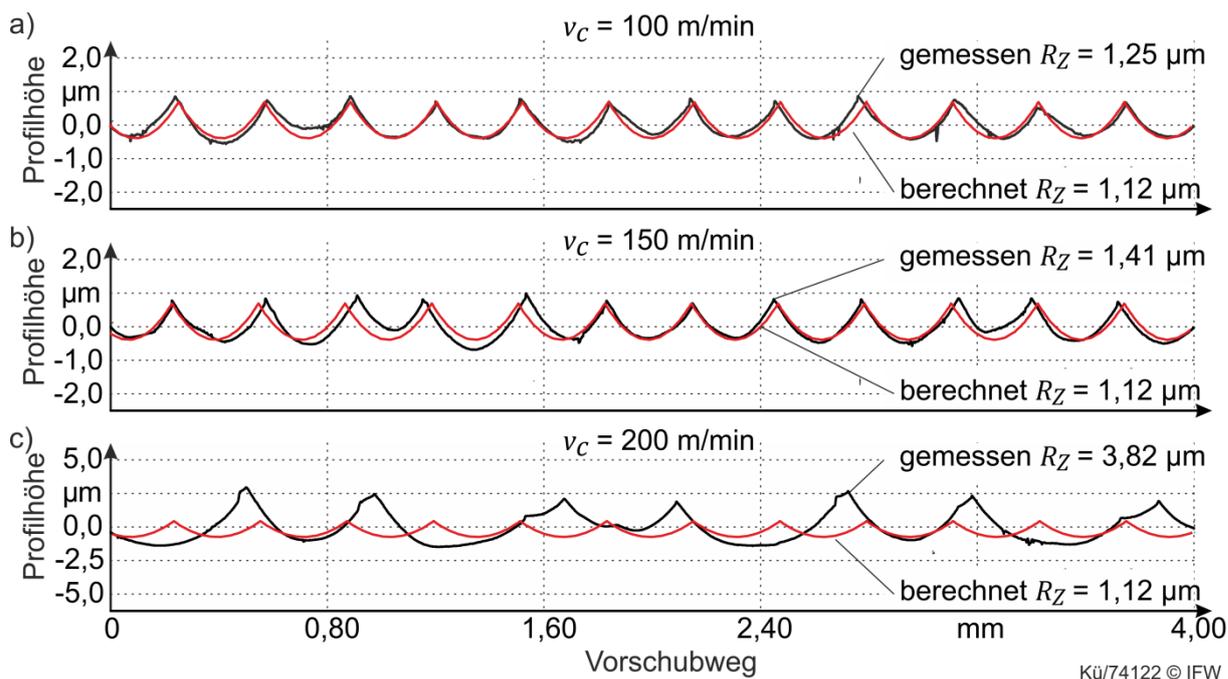


**Bild 7.8:** Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Oberflächenprofile für Experiment 4 für verschiedene Zahnvorschübe  $f_z = 0,05 - 0,1 \text{ mm}$

Das gemessene Oberflächenprofil in Bild 7.8 a) weicht in Form der Periodizität und Profilhöhe deutlich von dem berechneten Oberflächenprofil ab. Die Periodizität variiert hier, ähnlich wie in Bild 7.7 a), über mehrere Werkzeugumdrehungen. Die Ursache für die überlagerte Periodizität im Oberflächenprofil liegt in Prozessschwingungen, die sich auch in den gemessenen Zerspankräften bei diesem Experiment nachweisen lassen. Zudem sind die Profilspitzen deutlich steiler und unsymmetrischer gegenüber dem berechneten Profil. Durch die Unterschreitung einer Mindestspannungsdicke bei geringen Vorschubwerten kommt es zu Quetschvorgängen und starken plastischen Verformungen an der Werkstückoberfläche im Bereich des Schneidenaustrittes [BRA61]. In der Folge treten sogenannte Spanzipfel im Oberflächenprofil auf, die zu einer erhöhten Oberflächenrauheit führen. Nach den Untersuchungen von Gey existiert für das Gleichlaufräsen ein kritischer Zahnvorschub  $f_{z,krit}$ , bei dessen Unterschreitung Spanzipfel an den Profilspitzen der Vorschubrillen entstehen [GEY02]. Der kritische Zahnvorschub für Experiment 4 ( $f_{z,krit} = 0,074 \text{ mm}$ ) wird in Bild 7.8 a) deutlich unterschritten. Die Abweichungen zwischen der Messung und der Berechnung sind demnach auf die Auswirkungen von dynamischen Prozessschwingungen und der Spanzipfelbildung zurückzuführen, welche nicht im Werkstückmodell abgebildet wurden. Für den betrachteten Referenz-

prozess aus Kapitel 4.1 kann es bei kleinen Werkzeugradien  $R < 5$  mm und kleinen Zahnvorschüben  $f_z < 0,07$  mm demnach zu erhöhten Oberflächenrautiefen kommen, welche über das entwickelte Berechnungsverfahren nicht korrekt abgebildet werden können. Für höhere Zahnvorschübe ergibt sich eine bessere Abbildungsgüte zwischen gemessener und berechneter Oberflächenrauheit (Bild 7.8 b-c).

Die Auswertung der Versuchsergebnisse über der Schnittgeschwindigkeit in Bild 7.6 zeigt eine maschinenspezifische Abhängigkeit der Rauheitsdifferenz. Dies wird im folgenden Bild 7.9 anhand der Oberflächenprofile von Experiment 6 untersucht.



**Bild 7.9:** Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Oberflächenprofile für Experiment 6 und Schnittgeschwindigkeiten  $v_c = 100$ - $200$  m/min

Mit der Veränderung der Schnittgeschwindigkeit ändern sich die Werkzeugdrehzahl und die aus dem dynamischen Schneideneintritt resultierende Schwingungsanregung im Prozess. Bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $200$  m/min entstehen bei Experiment 6 Kraftimpulse im Bereich  $>210$  Hz durch den Schneideneintritt, welche den Versuchsaufbau und die Werkzeugmaschine anregen und sich in Form von Schwingungen auf die Zerspankräfte und die Werkstückoberfläche auswirken. Durch die Modulation mehrerer Schwingungsfrequenzen im Prozess entstehen nicht-periodische Oberflächenmarken auf dem Werkstück. Während in Bild 7.9 a) und b) stabile Prozessbedingungen eine gute Abbildung der gemessenen Oberflächenrauheit gewährleisten, weicht das gemessene Oberflächenprofil in Bild 7.9 c) deutlich von dem berechneten Oberflächenprofil ab. Wie schon zuvor in Bild 7.7 a) und Bild 7.8 a) zeigt sich die Auswirkung der dynamischen Prozessschwingung im Oberflächenprofil in Form einer überlagerten Periodizität der Vorschubmarken und einer vielfach erhöhten Oberflächenwelligkeit ( $R_{z\text{mess}} = 3,8$   $\mu\text{m}$  in Bild 7.9 c).

Aus dem Vergleich der gemessenen Rautiefe von Experiment 5 und 6 in Bild 7.6, zeigt sich eine deutliche Abhängigkeit der Oberflächenrauheit gegenüber der verwendeten Werkzeugmaschine. Das entwickelte Verfahren zur Berechnung der Werkstückoberfläche ist hier nicht in der Lage den Einfluss der dynamischen Prozessstabilität zu berücksichtigen. Setzt man stabile Prozessbedingungen für die betrachteten Schlichtfräsprozesse voraus, so lässt sich jedoch eine Abbildungsgüte von  $<1 \mu\text{m}$  ( $<30\%$  von  $R_{z\text{mess}}$ ) für Werkzeugradien  $R > 10 \text{ mm}$  realisieren (Bild 7.6).

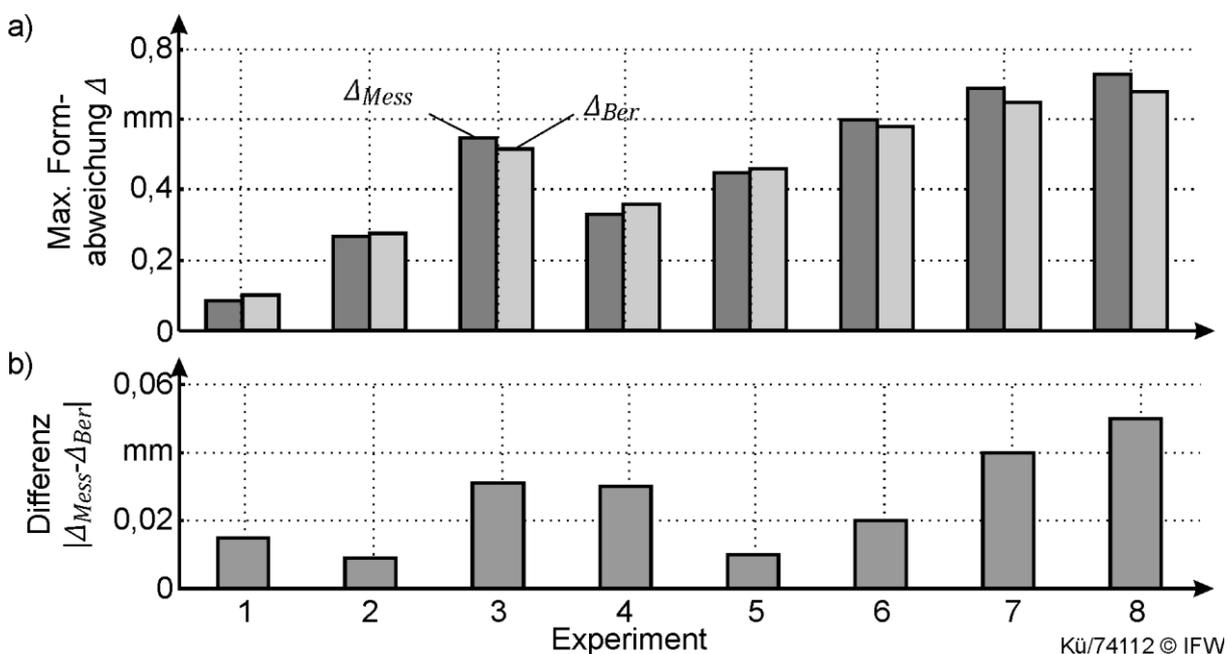
Auf Basis der umfangreichen experimentellen Untersuchungen in diesem Kapitel kann nun das entwickelte Verfahren zur Berechnung der Oberflächengüte gegenüber den gestellten Anforderungen aus dem Referenzprozess (Kapitel 4.1) bewertet werden. Es konnte gezeigt werden, dass das Verfahren in der Lage ist, die Oberflächenrauheit beim Schlichtfräsen mit geringen Abweichungen zu berechnen. Dabei konnten, insbesondere bei großen Werkzeugradien ( $R > 10 \text{ mm}$ ), Oberflächenrauheiten von  $R_z < 1 \mu\text{m}$  mit hoher Güte berechnet werden. Trotz des Einsatzes hochpräziser Werkzeugaufnahmen konnte der signifikante Einfluss von geringen Rundlauffehlern  $< 10 \mu\text{m}$  auf die Oberflächenrauheit mit dem Verfahren berechnet werden. Die Untersuchungen zeigen, dass die Abbildungsgüte von den Prozessstellgrößen (insbesondere  $F_z$  und  $v_c$ ) abhängt und Abweichungen insbesondere durch die Spanzipfelbildung auf der Werkstückoberfläche sowie durch dynamische Prozessschwingungen verursacht werden. Wenn diese Störfaktoren in der Prozessplanung durch die Beachtung des kritischen Zahnvorschubs  $f_{z,\text{krit}}$  (s.o.) und der dynamischen Stabilitätskarte vorab eliminiert werden, lässt sich eine Abbildungsgüte von  $< 1 \mu\text{m}$  mit dem entwickelten Verfahren realisieren.

Damit ist neben der Einhaltung der industriellen Randbedingungen die Bereitstellung von Qualitätsinformationen in Echtzeit aus dem Prozess im Rahmen des Virtuellen Planers (Bild 5.1) gewährleistet (Anforderung 1-4 aus Kapitel 3). Neben Zustandsinformationen über die aktuelle Werkstück- (Rauheit) und Werkzeugqualität (Rundlauffehler) können damit Wirkgrößen aus dem Prozess bereitgestellt werden, die im Zuge der erfahrungsbasierten Arbeitsplanung zum Aufbau von Prozesswissen genutzt werden kann. Hierdurch lassen sich auch nicht-systematische Einflüsse, wie bspw. der von Werkzeughalter und Maschine, auf die Werkstückqualität extrahieren (Anforderung 7 aus Kapitel 3).

### 7.3 Validierung der Formfehlerberechnung

Zur Validierung der Formfehlerberechnung aus Kapitel 6.2 wird die Versuchsreihe aus Kapitel 4.5 (Tabelle 4.4) verwendet. Anhand der in der Versuchsreihe aufgezeichneten Zerspankräfte werden die Werkzeugverformung und die Formfehler am Werkstück mit dem Werkzeug- und Werkstückmodell berechnet. Um die Güte der Berechnung bewerten zu können, werden die Formabweichungen am Werkstück messtechnisch erfasst und den berechneten Abweichungen gegenübergestellt.

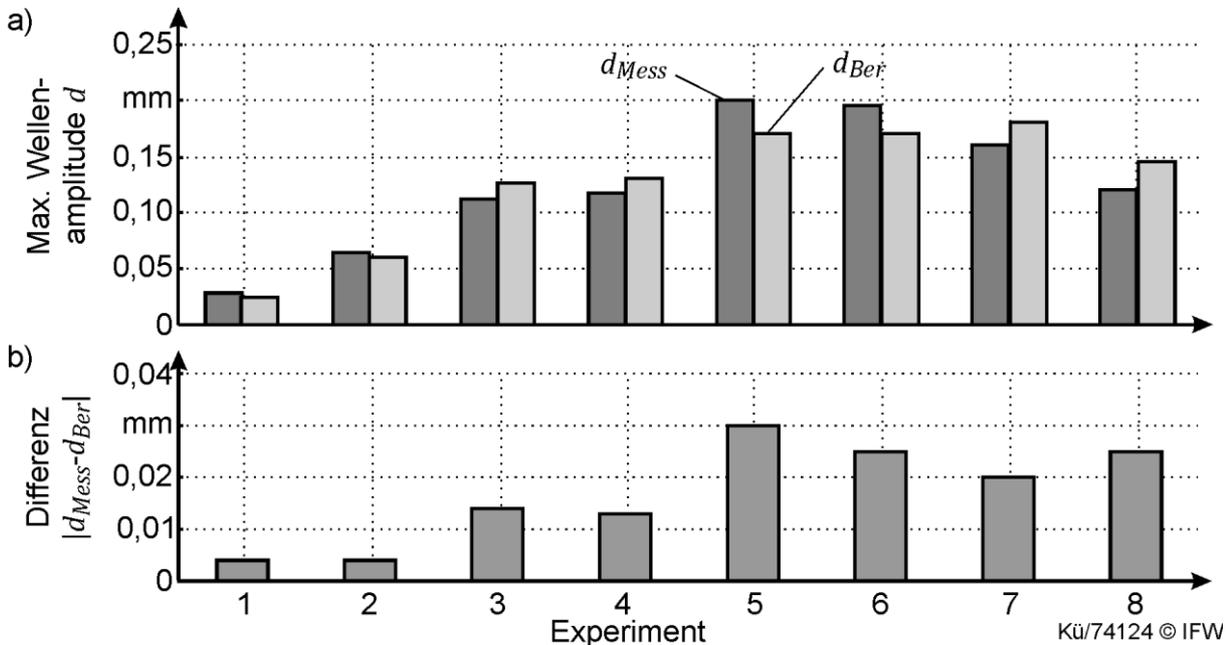
Die in dieser Arbeit betrachtete Werkzeugabdrängung wirkt sich beim Fräsen insbesondere auf die Gestaltabweichungen erster und zweiter Ordnung in Form von Ebenheits- und Welligkeitsabweichungen aus. Daher werden die Ergebnisse aus der Versuchsreihe nachfolgend anhand der maximalen Formabweichung  $\Delta$  und der Profilwelligkeit  $d$  der Werkstückkontur gegenübergestellt. Diese Gestaltabweichungsparameter wurden mit dem in Kapitel 6.2.3 beschriebenen Verfahren aus der gemessenen und berechneten Werkstückkontur extrahiert. Im folgenden Bild 7.10 sind die gemessenen und berechneten Formabweichungen der Versuchswerkstücke aus Tabelle 4.4 gegenübergestellt.



**Bild 7.10:** Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Formabweichung der Versuchsreihe aus Tabelle 4.4

Mit den Versuchsergebnissen in Bild 7.10 a) kann gezeigt werden, dass die berechneten Formabweichungen sehr gut mit den Messwerten übereinstimmen. In Bild 7.10 b) ist zudem die absolute Differenz zwischen der gemessenen und berechneten Formabweichung dargestellt. Bei der Variation der Eingriffsbreite in Experiment 1-3 kann die Formabweichung mit einer Differenz  $<25 \mu\text{m}$  (6% von  $\Delta_{Mess}$ ) bestimmt und bei der Variation der Eingriffstiefe in Experiment 4-8 mit einer Differenz von  $<35 \mu\text{m}$  ( $<8\%$  von  $\Delta_{Mess}$ ) bestimmt werden (Bild 7.10 a). Aus der Güte der Formfehlerberechnung gegenüber den Messwerten kann auf die hohe Abbildungsgüte der Berechnung der Werkzeugverformung und der dazu verwendeten Steifigkeitsmatrizen geschlossen werden. Gegenüber anderen Verfahren zur Bestimmung der Werkzeugverformung ist es hier durch die detaillierte Abbildung der Werkzeugsteifigkeit und der Lastaufbringung gelungen, den Einfluss der Eingriffsbedingungen auf die Lastverteilung am Werkzeug abzubilden und die resultierenden Formabweichungen mit hoher Güte zu berechnen.

Neben dem Betrag der Formabweichung wurde die Welligkeit der Werkstückkontur berechnet. In Kapitel 4.5 konnte bereits gezeigt werden, dass die Profilwelligkeit im Zusammenhang mit der Variation der Vorschubnormalkräfte und der resultierenden dynamischen Werkzeugverformung im Prozess steht. Die Güte der Berechnung der Profilwelligkeit kann im folgenden Bild 7.11 anhand der gemessenen und berechneten Wellenamplitude der Werkstückkontur bewertet werden.

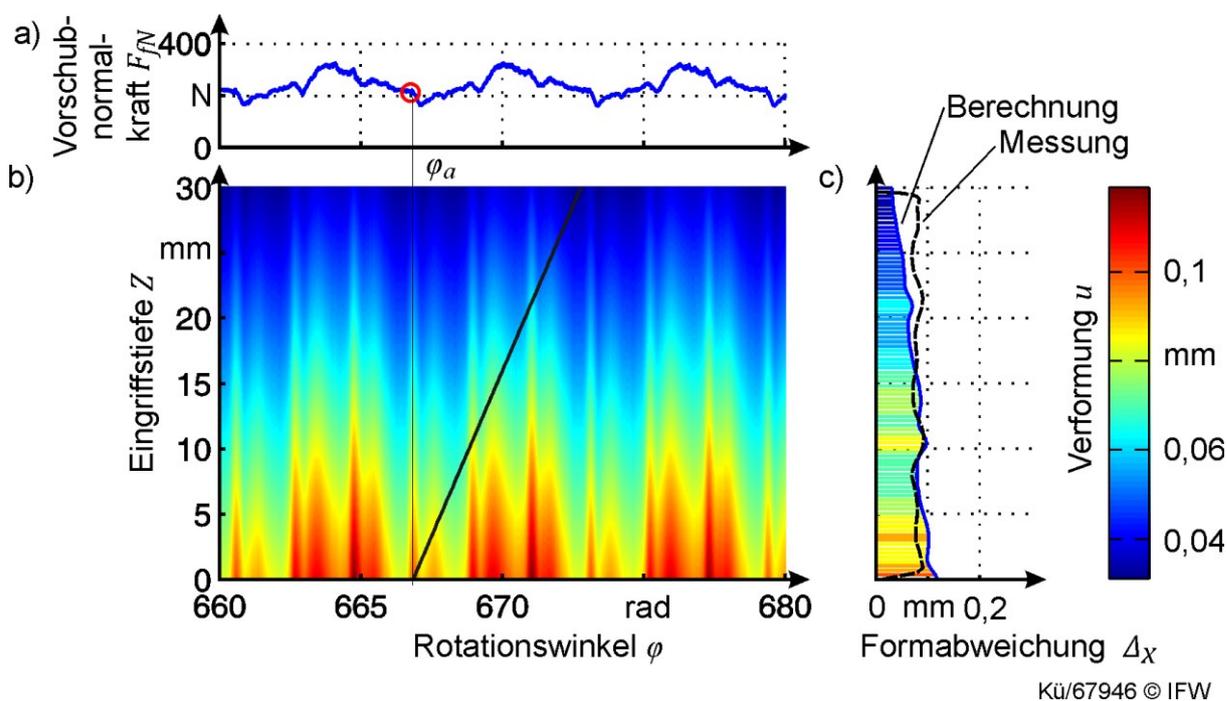


**Bild 7.11:** Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Profilwelligkeit der Versuchsreihe aus Tabelle 4.4

Die Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Profilwelligkeitsamplituden ergibt eine Differenz  $<15 \mu\text{m}$  (14% von  $d_{Mess}$ ) für die Variation der Eingriffsbreite in Experiment 1-3 und eine Differenz von  $<30 \mu\text{m}$  (15% von  $d_{Mess}$ ) für die Variation der Eingriffstiefe in Experiment 4-8 (Bild 7.11 b). Auch hierbei zeigt sich der Einfluss der detaillierten Abbildung der Lastprofile und der werkzeugabhängigen Steifigkeit des entwickelten Berechnungsverfahrens in einer hohen Übereinstimmung ( $>85\%$ ) der berechneten Profilwelligkeit.

Um die Güte der Berechnung von Gestaltabweichungen differenzierter bewerten zu können, wird die berechnete Werkstückkontur der Messung anhand der Experimente 1-3 gegenübergestellt. Durch die Variation der Eingriffsbreite in dieser Versuchsreihe verändert sich die Werkstückkontur durch die Veränderung der Werkzeugbelastung und Lastverteilung deutlich. In Bild 7.12 a) ist die gemessene Vorschubnormalkraft von Experiment 1 über der Werkzeugrotation und die daraus berechnete Werkzeugverformung über der Eingriffstiefe (Bild 7.12 b) dargestellt. Darauf werden die Kontaktpunkte mit dem Werkstück über der Werkzeugrotation (Kontaktlinie in Bild 7.12 b) abgetragen und die Verformung an diesen Punkten ermittelt. Die resultierende Werkstückkontur ergibt sich aus der Projektion der Werkzeugverformung an der Kontaktlinie auf eine Ebene (Kapitel 6.2.2). Die berechnete

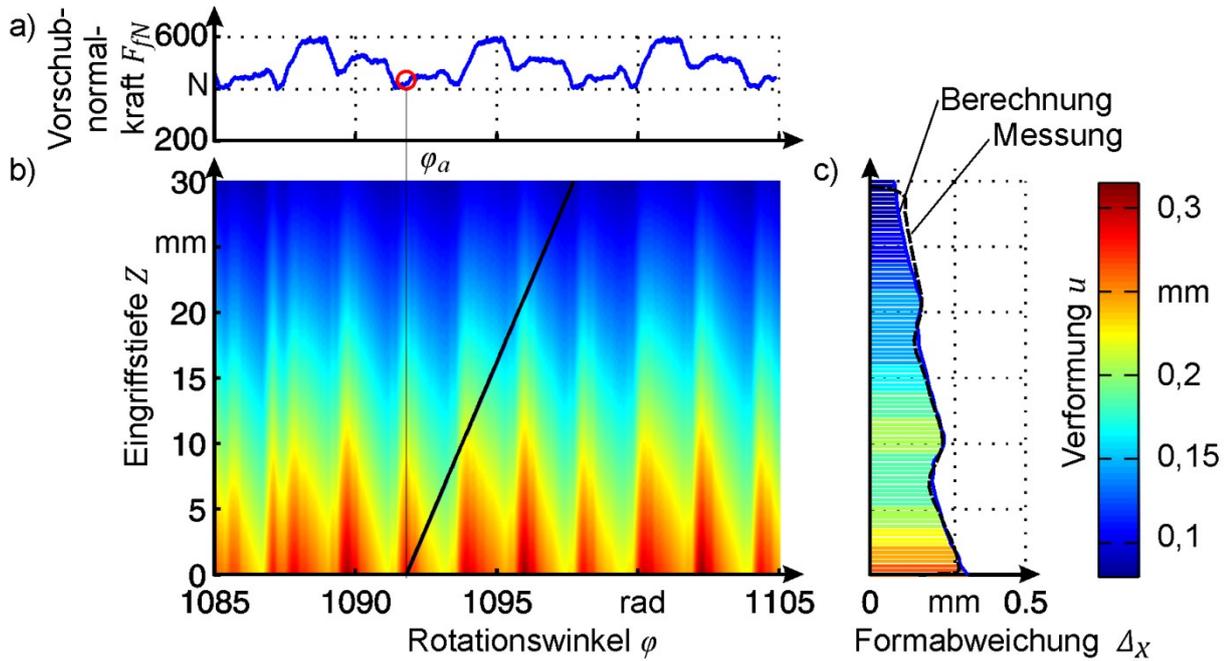
Werkstückkontur ist in Bild 7.12 c) der gemessenen Werkstückkontur aus Experiment 1 gegenübergestellt.



**Bild 7.12:** a) gemessene Vorschubnormalkräfte, b) berechnete Werkzeugverformung und c) gemessene und berechnete Werkstückkontur für Experiment 1

In Experiment 1 steigen die gemessenen Vorschubnormalkräfte auf bis zu 350 N an. Diese Kräfte führen zu Verformungen von bis zu 0,12 mm am Werkzeug. Die berechnete Formkontur in Bild 7.12 c) weicht qualitativ deutlich von der gemessenen Kontur ab. Die Abweichungen lassen sich durch die Differenz der maximalen Formabweichung  $<0,02$  mm (Bild 7.10 b) und durch die Differenz der Profilwelligkeit  $<4\mu\text{m}$  quantifizieren. Bei Gestaltabweichungen in dieser Größenordnung ist zudem die Genauigkeit des verwendeten Messsystems bei der Gegenüberstellung zu berücksichtigen. Der verwendete Laserscanner hat eine Messgenauigkeit von  $\pm 30 \mu\text{m}$  (Kapitel 11.2). Um den Einfluss von Messabweichungen bei der Validierung zu minimieren, muss das Verfahren gegenüber höheren Gestaltabweichungen ( $>0,1$  mm) validiert werden. Ein weiterer Einfluss auf die Genauigkeit des Verfahrens resultiert aus der Güte der zur Verfügung stehenden Kraftsignale sowie der Phasenidentifikation anhand der Signalmerkmale. Neben einer hohen Abtastfrequenz ( $f_s > 10 \cdot f_e$ ) müssen die Signale rausch- und schwingungsarm bereitgestellt werden, um die markanten Knickstellen im Signal (Bild 7.12 a) präzise lokalisieren zu können.

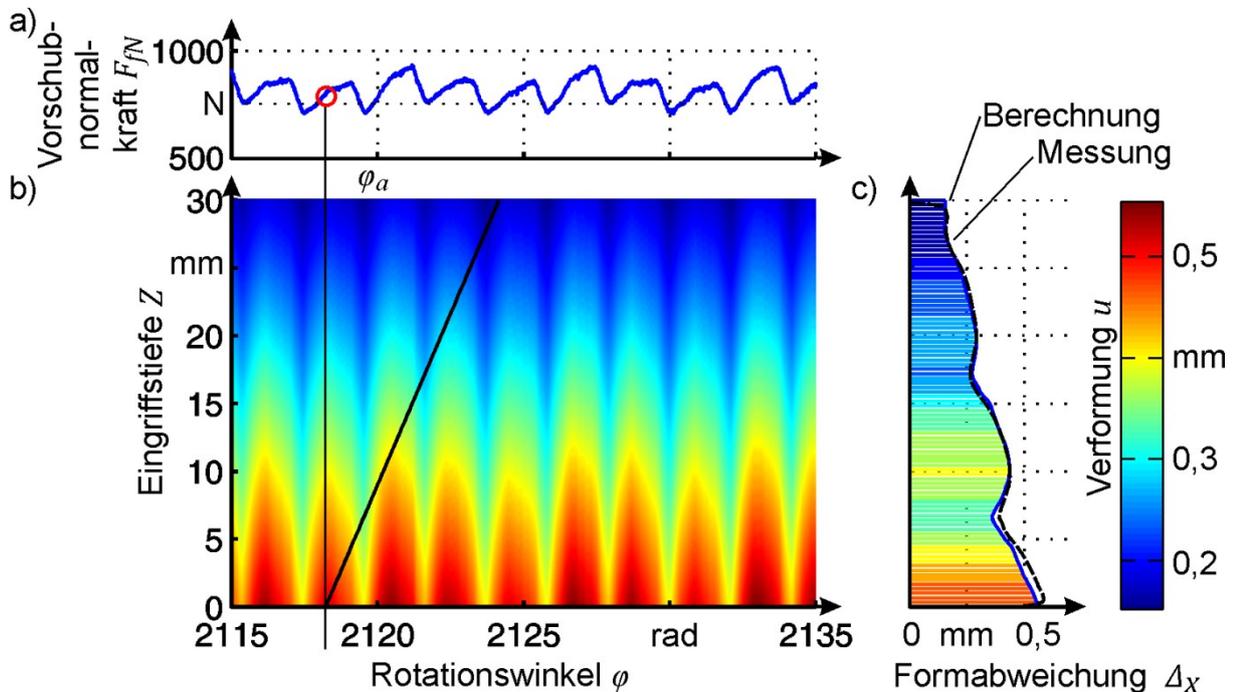
Bei Experiment 2 steigen die Werkzeugverformungen in Folge der gestiegenen Vorschubnormalkräfte, gegenüber Experiment 1, deutlich an. Die Vorschubnormalkräfte zeigen deutlichere Schneideneingriffskräfte. Die Werkzeugverformung resultiert hier in einem Formfehler von bis zu 0,25 mm am Werkstück.



Kü/67947 © IFW

**Bild 7.13:** a) gemessene Vorschubnormalkräfte, b) berechnete Werkzeugverformung und c) gemessene und berechnete Werkstückkontur für Experiment 2

Die berechnete Werkstückkontur stimmt hier qualitativ sehr gut mit der gemessenen Formkontur überein (Bild 7.13 c). Bild 7.14 c) zeigt die Gegenüberstellung der berechneten und gemessenen Werkstückkontur von Experiment 3.



Kü/67948 © IFW

**Bild 7.14:** a) gemessene Vorschubnormalkräfte, b) berechnete Werkzeugverformung und c) gemessene und berechnete Werkstückkontur für Experiment 3

Bei Experiment 3 führen die hohen Vorschubnormalkräfte von bis zu 950 N zu einer Werkzeugverformung von bis zu 0,56 mm. Der berechnete Formfehler in Bild 7.14 c) weist eine deutliche Formabweichung und Welligkeit über der Eingriffstiefe auf. Aus der Gegenüberstellung ergibt sich eine hohe Übereinstimmung zwischen der gemessenen und berechneten Werkstückkontur.

Mit den Untersuchungen in diesem Kapitel konnte anhand typischer Eingriffsbedingungen für eine Schlichtbearbeitung und typischen Werkzeugdimensionen ( $L/D < 7,5$ ) gezeigt werden, dass das entwickelte Verfahren zur Formfehlerberechnung geeignet ist Formabweichungen  $> 0,1$  mm mit einem Fehler  $< 10\%$  zu berechnen. Außerdem konnte gezeigt werden, dass das Verfahren in der Lage ist die Profilwelligkeit in der Größenordnung  $> 20\mu\text{m}$  mit einem Fehler  $< 15\%$  zu berechnen. Durch die Validierung wurde deutlich, dass die Höhe der Gestaltabweichung neben der Krafthöhe auch von der Lastverteilung am Werkzeug abhängt. Dieser Effekt konnte anhand der Variation der Eingriffsbreite und Eingriffstiefe erfolgreich mit dem Verfahren berechnet werden. Die Validierung wurde an Experimenten mit geringen Werkzeugsteifigkeiten durchgeführt, um signifikante Formfehler am Werkstück ( $> 0,1$  mm) zu erzeugen, die mit konventioneller Messtechnik sicher erfasst werden kann. Die Validierung zeigte, dass die Effekte in ihrer Art und Ausprägung richtig modellbasiert abgebildet wurden. Daher kann das entwickelte Verfahren, über die Bereiche der Validierung hinaus, auch für geringere Zerspankräfte oder steifere Werkzeuge angewendet werden. Die Validierung von Formabweichungen im Bereich  $< 0,1$  mm konnte jedoch wegen der Zunahme von Messfehlern bei der Messung der Versuchsproben und der Kraftmessung (bspw. von Experiment 1) nicht durchgeführt werden. Wegen der hohen Skalierbarkeit der abgebildeten systematischen Steifigkeitseinflüsse wird dem hier entwickelten Verfahren jedoch eine hohe Tauglichkeit zur Berechnung von systematischen Formfehlereinflüssen beliebiger Größenordnung zugeschrieben.

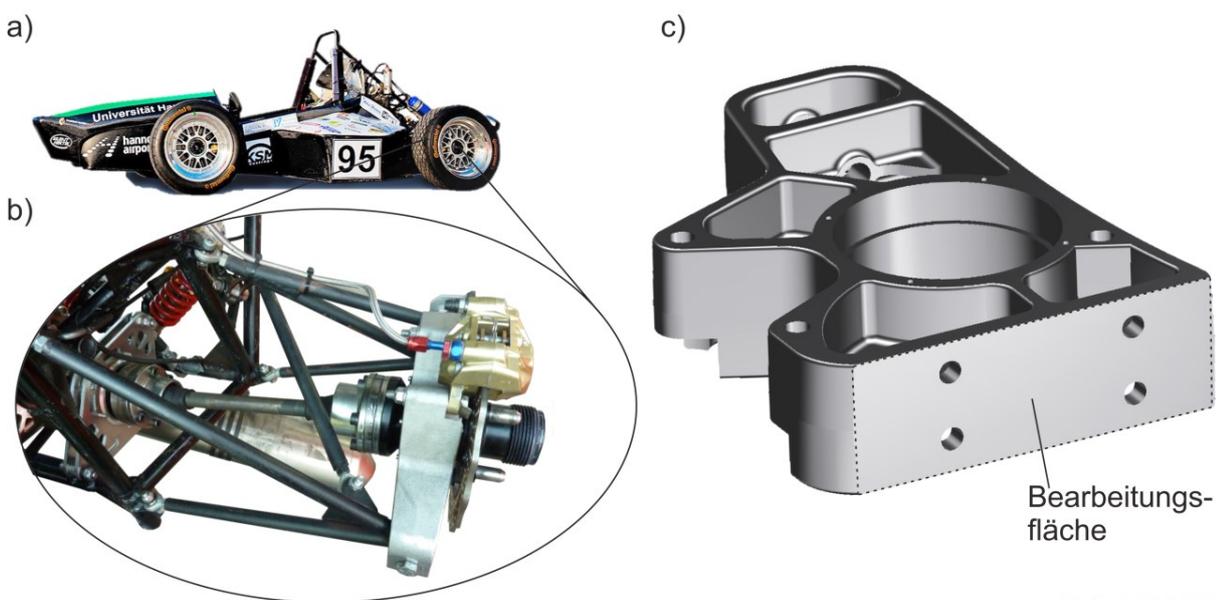
Durch die Validierung des entwickelten Verfahrens zur Formfehlerberechnung konnte die Bereitstellung von Qualitätsinformationen aus dem Prozess heraus unter industriellen Randbedingungen nachgewiesen werden. Gemäß Anforderung 1-4 aus Kapitel 3 können damit innerhalb einer Gertelligenten Produktion aktuelle Zustandsinformationen für jedes individuelle Werkstück aufwandsarm aus dem Prozess heraus berechnet und bewertet werden. Durch die Online-Berechnung und Bewertung der Gestaltabweichungen am Werkstück können Qualitätsabweichungen während ihrer Entstehung erkannt werden. Durch die Bereitstellung dieser Informationen im Rahmen des Virtuellen Planers wird die echtzeitnahe Adaption der Prozessstellgrößen zur Kompensation und Vermeidung von Qualitätsabweichungen Anforderung 6 aus Kapitel 3 ermöglicht. Im nachfolgenden Kapitel wird die Prozessbewertung anhand eines exemplarischen Referenzprozesses auf einer sensorischen Werkzeugmaschine umgesetzt und gegenüber den gestellten Anforderungen an das Verfahren evaluiert.

## 7.4 Validierung des Verfahrens am Praxisbeispiel

Um den Nutzen des entwickelten Verfahrens zur Online-Bewertung von Fräsprozessen im Rahmen der Genteiligen Produktion und insbesondere gegenüber den in Kapitel 3 gestellten Anforderungen nachzuweisen, wird in diesem Kapitel eine Validierung an einem Referenzprozess durchgeführt.

### 7.4.1 Beschreibung des Referenzprozesses

Als Referenzprozess wurde die Bearbeitung eines Bauteils aus dem Automobilbau ausgewählt. Dazu wurde ein Radträger eines Rennwagens des Formula-Student Teams der Universität Hannover verwendet (Bild 7.15 a) [HPH13]. Der Radträger entstammt der hinteren Radaufhängung des Rennwagens (Bild 7.15 b). Der gegossene Rohling wird an allen Funktionsflächen spanend bearbeitet. Folgend wird die Fräsbearbeitung einer Flanschfläche betrachtet (Bild 7.15 c). Diese Fläche ist mit Form- und Oberflächentoleranzen toleriert, die durch die spanende Bearbeitung eingehalten werden müssen. Es wird eine Oberflächenrauheit von  $R_z < 6,3 \mu\text{m}$  und eine Ebenheit von  $< 0,01 \text{ mm}$  gefordert. Weitere Spezifikationen des Radträgers sind in einer technischen Zeichnung im Anhang in Bild 11.8 angegeben.

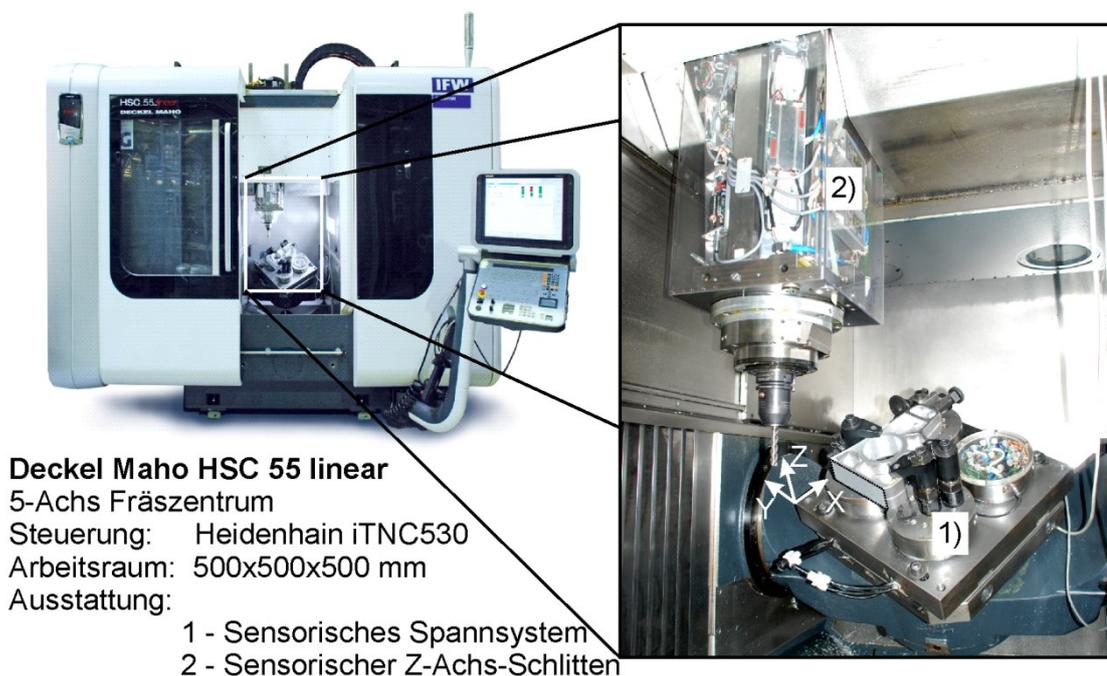


Kü/67994 © IFW

**Bild 7.15:** Radträger des Rennwagens RP09 des Horse-Power Teams [HPH13]

Die Bearbeitung des Radträgers erfolgt auf einem 5-Achs-Fräszentrum des Typs Deckel Maho Gildemeister HSC 55 linear (Bild 7.16). Zur Erfassung der Prozesskräfte während des Zerspanprozesses wurde die Werkzeugmaschine mit sensorischen Komponenten ausgerüstet. Dafür wurde zum einen ein sensorisches Spannsystem entwickelt, das über ein Spannsystem mit integrierten DMS-Sensoren verfügt (Bild 7.16-1). Dieses berechnet die Prozesskräfte aus lokalen Dehnungen. Das System wurde von Litwinski in [LIT11] beschrieben. Zudem wurde ein

sensorischer Z-Achs-Schlitten zur Messung der Bearbeitungskräfte entwickelt und in die Werkzeugmaschine integriert (Bild 7.16-2) [DEN13b].



Kü/67993 © IFW

**Bild 7.16:** Versuchsaufbau zur Fertigung des Radträgers

Im Gegensatz zu der zuvor verwendeten Kraftmessplattform ist die Beeinflussung des Prozesses durch die sensorischen Komponenten in der Werkzeugmaschine geringer. Durch die Kombination des sensorischen Spannsystems mit dem sensorischen Schlitten können Kräfte  $>10$  N mit einer Abtastfrequenz  $f_s = 500$  Hz aus dem Prozess erfasst werden. Der relative Messfehler des Verfahrens liegt bei  $<4\%$  für einen Messbereich  $>200$  N [DEN13b]. Die Zerspankräfte können damit in Echtzeit in ausreichender Güte im kartesischen Koordinatensystem für die Prozessbewertung zur Verfügung gestellt werden. Die folgenden Prozessstellgrößen wurden für die Schlichtbearbeitung des Radträgers verwendet.

**Tabelle 7.3:** Prozessstellgrößen für die Bearbeitung des Radträgers

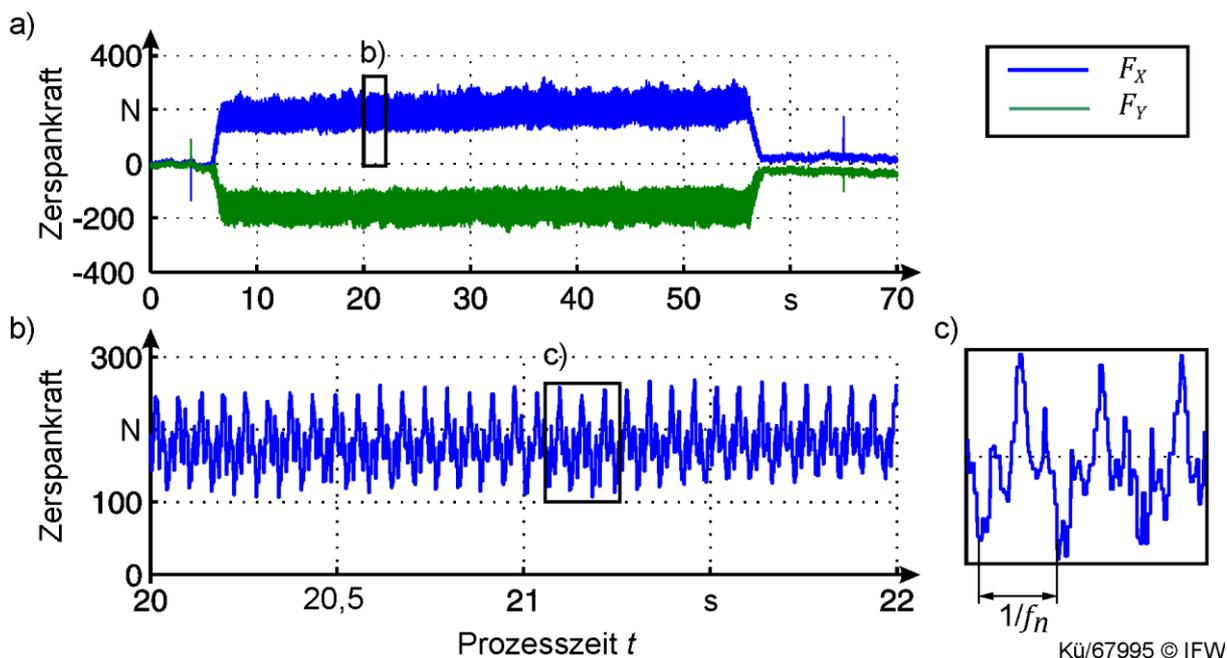
Eingriffsbreite $a_e$ [mm]	1,0
Eingriffstiefe $a_p$ [mm]	50
Schnittgeschwindigkeit $v_c$ [m/min]	40
Zahnvorschub $f_z$ [mm]	0,05
Werkzeug	Ø 12 mm Schafffräser 3-Schneiden HSS

Aufgrund der limitierten Bandbreite der Zerspankraftmessung (s.o.) musste hier eine geringe Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 40$  m/min gewählt werden. Bei einer Drehzahl von  $1000 \text{ min}^{-1}$  beträgt die Zahneingriffsfrequenz  $f_e = 50$  Hz. Damit kann ein

Abtastverhältnis ( $f_s / f_e$ ) von zehn Messwerten pro Zahneingriff gewährleistet werden, welches für eine robuste Schneidentifikation erforderlich ist. Im folgenden Kapitel werden die aufgezeichneten Zerspankräfte und die Werkstückoberfläche des gefrästen Radträgers ausgewertet.

#### 7.4.2 Ergebnisse aus dem Referenzprozess

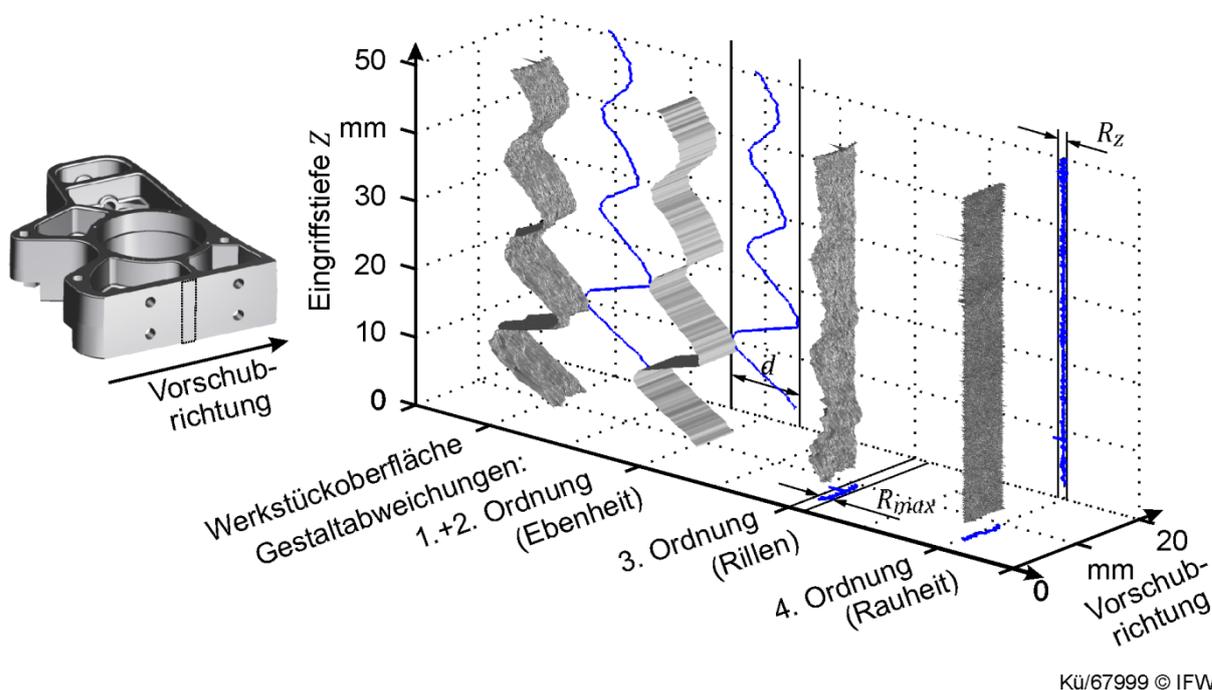
Die bei der Prozessdurchführung aufgezeichneten Zerspankräfte werden hier zunächst analysiert, um sie anschließend anhand des Bewertungsergebnisses des entwickelten Verfahrens zu validieren. Die aufgezeichneten Zerspankräfte sind im folgenden Bild 7.17 in verschiedenen Skalierungen dargestellt, um die Qualität der bereitgestellten Prozesssignale zu verdeutlichen.



**Bild 7.17:** Gemessene Zerspankräfte bei der Schlichtbearbeitung des Radträgers

Die aufgezeichneten Vorschub- und Vorschubnormalkräfte liegen im Mittelwert über dem Vorschubweg bei 200 N. Die Zerspankraftmessung wird durch eine geringe Signaldrift von 0,3 N/sec beeinflusst. Dieser Effekt ist jedoch in Bezug auf die mittlere Krafthöhe unerheblich und wird in der Signalverarbeitung vorab kompensiert. Im Signalausschnitt in Bild 7.17 b) und c) lassen sich deutlich die einzelnen Schneideneingriffe in der Vorschubnormalkraft erkennen. Die Verteilung der Schneideneingriffskräfte über eine Werkzeugumdrehung ( $1/f_n$  in Bild 7.17 c) deutet hier auf den Einfluss des Werkzeuggrundlaufers hin. Die Sensitivität und Signalqualität ist demnach geeignet, um den Rundlauffehler aus den Kraftsignalen zu identifizieren.

Die gefräste Oberfläche am Radträger wurde nach der Bearbeitung an einem Ausschnitt (8 x 50 mm) messtechnisch erfasst. Die Werkstückkontur in Bild 7.18 zeigt die für Umfangsfräsprozesse typischen Oberflächenmerkmale, die sich in Gestaltabweichungen erster bis vierter Ordnung zerlegen lassen.



Kü/67999 © IFW

**Bild 7.18:** Gemessene Werkstückoberfläche des Radträgers und Zerlegung in die Gestaltabweichungen erster bis vierter Ordnung

Die Werkstückoberfläche wird von Gestaltabweichungen erster und zweiter Ordnung dominiert. Diese lassen sich durch eine max. Formabweichung von  $\Delta = 154 \mu\text{m}$  und eine Profiltelligkeit von  $d = 54 \mu\text{m}$  quantifizieren. Die Oberflächengüte wurde über mehrere Profilschnitte über der Eingriffstiefe bestimmt und die Rauheitskennwerte über den Mittelwert und die Streubreite ausgewertet. Die gemessenen Formfehler- und Oberflächenparameter sind folgend aufgelistet.

**Tabelle 7.4:** Formfehler- und Oberflächenparameter der Werkstückkontur

Formfehlerparameter (Mittelwerte)	Schlichtbearbeitung Flanschfläche
Max. Formabweichung $\Delta$ [mm]	0,154
Winkelabweichung $\alpha$ [°]	0,186
Max. Wellenamplitude $d$ [ $\mu\text{m}$ ]	54,3
Mittlere Wellenlänge $l_w$ [mm]	13,7
Gemittelte Rautiefe $R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]	1,10 – 1,43
Arithmetischer Mittenrauwert $R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	0,51 – 0,72
Max. Rautiefe $R_{max}$ [ $\mu\text{m}$ ]	1,70 – 2,80

Im nachfolgenden Kapitel wird auf Basis der aufgezeichneten Zerspankräfte eine Prozessbewertung durchgeführt. Die Validierung des Verfahrens geschieht dort durch die Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Qualitätsmerkmale.

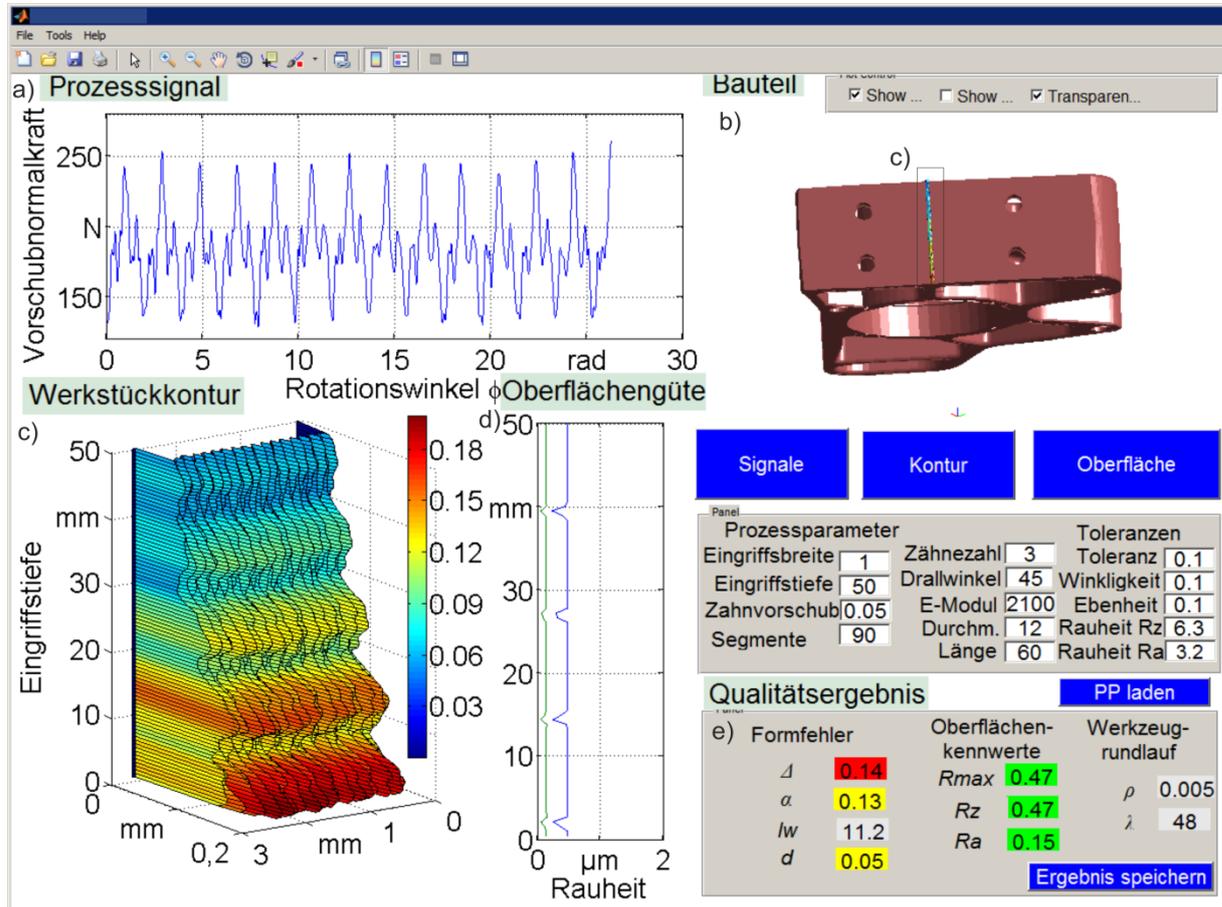
### 7.4.3 Bewertung des Referenzprozesses

In diesem Abschnitt wird der Ablauf der Online-Prozessbewertung schrittweise anhand des Referenzprozesses durchgeführt. Zur Aufbereitung der online gemessenen Zerspankräfte aus der Werkzeugmaschine wird das in Kapitel 6.3.1 entwickelte Verfahren zur Signalaufbereitung verwendet. Die aufgezeichneten Zerspankraftsignale werden zunächst gefiltert und anschließend zur Identifikation der Frequenz und Phasenlage des Schneideneingriffs verwendet. Für den hier betrachteten Zerspanprozess wurde eine Schneideneingriffsfrequenz  $f_e = 49,8$  Hz identifiziert. Der Zeitpunkt des Schneideneingriffs wurde hier bei ca. 0,04 s detektiert (Bild 6.19). Der Schneideneingriff liefert den Bezugspunkt für die Identifikation des Werkzeuggrundlauffehlers (Kapitel 6.1.1) und für die Lastverteilung bei der Abdrängungsberechnung (Kapitel 6.2.1).

Zur Identifikation des Werkzeuggrundlauffehlers aus den Vorschub- und Vorschubnormalenkräfte wird die Verteilung der Schneideneingriffskräfte berechnet. Dies geschieht durch die Separation, Integration und Normierung der Schneideneingriffe über der Werkzeugumdrehung (Kapitel 6.1.1). Mit einer Verteilung der normierten Schnittarbeit von  $\bar{W}_{ci} = 29,85 : 38,07 : 32,08\%$  wurde ein Rundlauffehler von  $\rho = 5,5$   $\mu\text{m}$  und  $\lambda = 48^\circ$  identifiziert. Zur Validierung der identifizierten Rundlauffehlerparameter wurde der Rundlauffehler zusätzlich direkt am Fräswerkzeug in der Werkzeugmaschine gemessen. Hierbei wurde ein Rundlauffehler von  $\rho = 8$   $\mu\text{m}$  und  $\lambda = 49^\circ$  gemessen. Die Abweichungen zwischen gemessenen und identifizierten Rundlauffehlerparametern sind auf Messabweichungen des verwendeten Lasertriangulationssensors von  $\pm 1$   $\mu\text{m}$  und auf die Veränderung des Rundlauffehlers im Betrieb zurückzuführen.

Auf Basis der Zerspankräfte und der daraus abgeleiteten Eingriffs- und Rundlauffehlerparameter kann nun die Prozessbewertung für den Referenzprozess durchgeführt werden. Dafür werden zunächst die Bauteil- und Prozessinformationen über das Austauschformat (STEP-NC) eingelesen. Das Geometriemodell des zu bearbeitenden Radträgers wird in der Benutzeroberfläche in Bild 7.19 b) dargestellt. Die für das Bauteil geltenden Fertigungstoleranzen können über das Austauschformat importiert oder manuell in die Benutzeroberfläche eingetragen werden. Hier können Form- und Lagetoleranzen sowie Oberflächenrauheiten für die zu bearbeitende Fläche angegeben werden. Basierend auf den Prozessstellgrößen wird die Bewertung der Oberflächengüte und des Formfehlers mit den in Kapitel 6 entwickelten Verfahren durchgeführt. Der berechnete Formfehler des Werkstücks wird für mehrere Schneideneingriffe entlang der Vorschubrichtung ausgewertet und in der Benutzeroberfläche dargestellt (Bild 7.19 c). Die berechneten Qualitätsmerkmale des Werkstücks werden getrennt nach der Art der Gestaltabweichung parametrisch beschrieben. Die vertikale Werkstückkontur wird über Formfehlerparameter beschrieben und gegenüber den geforderten Form- und Lagetoleranzen bewertet. Die Oberflächengüte wird in Vorschubrichtung über die Rauheitskennwerte  $R_z$  und  $R_a$  berechnet und über der Eingriffstiefe aufgetragen (Bild 7.19 d). Die

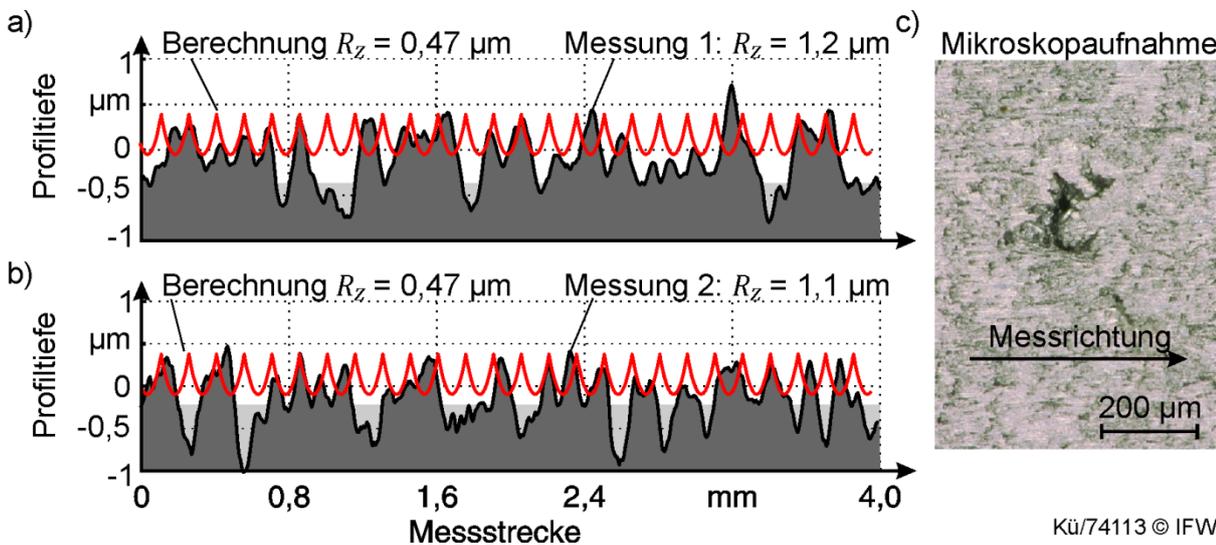
Oberflächenrauheit wird anschließend gegenüber der geforderten Oberflächenrauheit bewertet. Das Ergebnis der Bewertung wird farblich für jeden Parameter in der Benutzeroberfläche dargestellt (Bild 7.19 e).



**Bild 7.19:** Prozessbewertung für den Referenzprozess: a) gemessene Vorschubnormalkraft, b) Werkstückmodell, c) berechnete Werkstückkontur, d) Oberflächenüte, e) Bewertung der Form- und Oberflächenparameter

Aus den gegebenen Stell- und Systemgrößen und dem identifizierten Rundlauffehler wird die Oberflächenüte für den betrachteten Prozess berechnet. Mit dem Verfahren zur Berechnung und Bewertung der Oberflächenüte (Kapitel 6.1.2) wurden die folgenden maximalen Rauheitskennwerte  $R_z = 0,47 \mu\text{m}$  und  $R_a = 0,14 \mu\text{m}$  berechnet. Die Oberflächenüte variiert über der Eingriffstiefe bedingt durch den Rundlauffehler am Werkzeug. Die berechneten Rauheitskennwerte liegen deutlich unter der geforderten Rautiefe von  $R_z < 6,3 \mu\text{m}$  und führen deshalb zu einer positiven Bewertung der Oberflächenüte. Gegenüber den Messergebnissen aus der konventionellen Oberflächenmessung am Werkstück (Tabelle 7.4:  $R_z > 1,1 \mu\text{m}$  und  $R_a > 0,5 \mu\text{m}$ ) ergeben sich jedoch zunächst deutliche Abweichungen zwischen gemessener und berechneter Oberflächenüte. Zur Verdeutlichung der Abweichungen in der Oberflächenüte wird im folgenden Bild 7.20 das gemessene

und das berechnete Oberflächenprofil für zwei Messschriebe auf dem Werkstück gegenübergestellt.



Kü/74113 © IFW

**Bild 7.20:** a) und b) Gegenüberstellung gemessener und berechneter Oberflächenprofile und c) Mikroskopieaufnahme der Werkstückoberfläche

Aus der Gegenüberstellung wird deutlich, dass die gemessene Werkstückoberfläche im Wesentlichen durch stochastisch verteilte Poren und Risse geprägt ist. Dies wird auch in der Mikroskopieaufnahme in Bild 7.20 c) deutlich. Der Aluminiumguss ist durch eine feinporige Struktur mit Lunkern und Einschlüssen geprägt. Durch die spanende Bearbeitung dieses Werkstoffes wird diese feinporige Struktur aufgetrennt und tritt in Form einer rauen Oberflächenstruktur zutage. Die kinematische Oberflächenrauheit des Fräsprozesses ist im Profilschnitt in Bild 7.20 a) und b) nur im Bereich der Kuppen entlang der Nulllinie des Messschriebs zu erkennen. Durch die Gegenüberstellung des berechneten und gemessenen Oberflächenprofils in diesem Bereich lässt sich die Periodizität der Vorschubrillen in der Werkstückoberfläche erkennen. Der Anteil der kinematischen Oberflächenrauheit ist jedoch deutlich schwächer ausgeprägt als die Werkstoffrauheit. Daher kommt es zu einer deutlichen Abweichung zwischen der berechneten ( $R_z = 0,47 \mu\text{m}$ ) und der gemessenen Oberflächenrauheit ( $R_z = 1,2 \mu\text{m}$  und  $R_z = 1,1 \mu\text{m}$ ). In Kapitel 7.2 konnte gezeigt werden, dass bei der Berechnung der Oberflächentopographie mit dem entwickelten Verfahren, bei kleinen Zahnvorschüben  $f_z < 0,07 \text{ mm}$  und bei geringen Werkzeugradien  $R < 10 \text{ mm}$ , mit deutlichen Abweichungen gerechnet werden muss. Der Anteil der kinematischen Oberflächenrauheit, welcher durch die Vorschubrillen verursacht wird, kann mit dem entwickelten Verfahren insbesondere für große Werkzeugradien  $R > 10 \text{ mm}$  sicher berechnet werden.

Um den resultierenden Formfehler am Werkstück zu bewerten, wird die Werkzeugabdrängung aus den gemessenen Vorschubnormalenkräften berechnet. Dafür wird zunächst das Fräswerkzeug anhand der Werkzeuggeometrieparameter modelliert, um die Systemsteifigkeitsmatrix für die Verformungsberechnung aufzustellen (Kapitel

5.3). Die vorverarbeiteten Vorschubnormalenkräfte werden entsprechend der Eingriffsbedingungen über der Werkzeuglänge verteilt und mit der Steifigkeitsmatrix multipliziert (Kapitel 6.2.2). Anschließend wird die Werkstückkontur aus der Werkzeugverformung abgeleitet und Formfehlerparameter berechnet. Diese werden gegenüber den geforderten Form- und Lagetoleranzen der Fläche bewertet. Die berechneten Formfehlerparameter sind in der folgenden Tabelle den Messergebnissen aus Tabelle 7.4 gegenübergestellt.

**Tabelle 7.5:** Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Formfehler

Formfehlerparameter	Messung	Berechnung	Abweichung
Max. Formabweichung $\Delta$ [mm]	0,154	0,149	-3,3%
Winkelabweichung $\alpha$ [°]	0,186	0,135	-27%
Max. Wellenamplitude $d$ [ $\mu\text{m}$ ]	54,3	52	-4,3%
Mittlere Wellenlänge $l_w$ [mm]	13,7	11,26	-17,8%

Die geforderte Ebenheitstoleranz der gefrästen Fläche von  $<0,1$  mm wird in diesem Prozess durch die maximale Formabweichung  $\Delta$  deutlich überschritten. Aus der Bewertung der Winkelabweichung wurde eine Parallelitätsabweichung  $>0,1$  mm detektiert. Wie zuverlässig die Formfehlerberechnung funktioniert, zeigt die Gegenüberstellung mit den Messergebnissen aus Tabelle 7.5. Aufgrund der hohen Übereinstimmung der Formfehlerparameter  $\Delta$  (97%) und  $d$  (96%) kann die Überschreitung der Fertigungstoleranzen hier schon im Prozess bewertet werden.

Neben der hohen Abbildungsgüte zeichnet sich das entwickelte Bewertungsverfahren durch seine schnelle Berechnung und Bewertung der Fertigungsqualität aus. Überschreitungen der geforderten Bauteiltoleranzen werden durch das entwickelte Bewertungsverfahren zeitnah (Reaktionszeit  $<1$  s) bewertet und dokumentiert. Damit stehen Qualitäts- (Rauheit und Formabweichungen) und Zustandsinformationen (Rundlauffehler und Werkzeugabdrängung) in Echtzeit zur Bearbeitung zur Verfügung und können zur Online-Bewertung von Zerspanprozessen genutzt werden. Im Rahmen des Virtuellen Planers (Bild 5.1) stellt das entwickelte Verfahren wesentliche Informationen zur Planung und Steuerung der Produktion bereit. Die bereitgestellten Qualitäts- und Zustandsinformationen werden dem Maschinenbediener visuell ausgegeben und zusätzlich wird eine bauteilspezifische Fertigungsdokumentation über das Austauschformat gewährleistet. Zudem können aus den berechneten Zustandsinformationen systematische Modellparameter zur Verbesserung von Simulationsmodellen gewonnen werden. Mit der Validierung in diesem Kapitel konnte die Tauglichkeit des entwickelten Verfahrens gegenüber den gestellten Anforderungen aus der Zielsetzung dieser Arbeit (Kapitel 3) nachgewiesen werden. Zudem ergeben sich Potentiale für die aktuelle industrielle Praxis, welche im folgenden Kapitel dargestellt werden.

## **8 Folgerungen für die Praxis**

Das übergeordnete Ziel dieser Arbeit besteht darin, die Werkstückqualität beim Fräsen online aus der Werkzeugmaschine zu berechnen und zu bewerten, um Qualitätsabweichungen frühestmöglich während der Fertigung aufdecken und vermeiden zu können. Dazu wurde ein modellbasierter Ansatz entwickelt, der auf Basis von Merkmalen aus gemessenen Zerspankräften, den Einfluss von Rundlauffehlern und Werkzeugabdrängungen berechnet und diese gegenüber der Werkstückqualität bewertet. Das Verfahren wurde anhand der Beeinflussung der Oberflächengüte und der Entstehung von Formabweichungen beim Umfangsfräsen entwickelt und experimentell validiert. Die Umsetzung des Bewertungsverfahrens in einer Benutzeroberfläche ermöglicht es eine Online-Bewertung der Werkstückqualität anhand der geforderten Form- und Oberflächentoleranzen des Bauteils durchzuführen. Im Folgenden werden die Potentiale des entwickelten Verfahrens für verschiedene Anwendungen in der industriellen Produktion erläutert. Abschließend werden die Voraussetzungen für einen industriellen Einsatz des Verfahrens geklärt.

### **8.1 Potentiale für die industrielle Prozessüberwachung**

Das entwickelte Bewertungsverfahren ermöglicht gegenüber konventionellen Prozessüberwachungssystemen eine direkte Überwachung der Qualitätsmerkmale am Werkstück. Derzeit stellen Überwachungssignale nur qualitative Informationen über einen Zerspanprozess bereit, welche keine oder nur indirekte Informationen über die Qualitätsmerkmale des gefertigten Werkstücks enthalten. Die Definition von Überwachungsgrenzen stellt für viele Maschinenbediener heutzutage noch eine Herausforderung dar, da die bisher verwendeten Überwachungssignale (bspw. Reglerdifferenzen, Antriebsströme, akustische Emissionen) in ihrer Dimension selbst nicht bewertbar sind. Die überwachten Prozesssignale werden bei dem hier entwickelten Verfahren in geometrische Dimensionen überführt, die gut interpretierbare Informationen über die aktuelle Form- und Oberflächenfehler am Werkstück liefern. Die damit gewonnenen Informationen über die Werkstückqualität können einfach durch einen Vergleich mit den geforderten Fertigungstoleranzen bewertet werden. Diese Informationen sind für den Maschinenbediener leicht verständlich und für fast jeden Fertigungsprozess im Vorhinein bekannt. Die Online-Prozessbewertung ermöglicht eine zuverlässige Überwachung der Werkstückqualität ab dem ersten gefertigten Werkstück und eignet sich daher besonders für den Einsatz in der Einzelteilerfertigung.

### **8.2 Potentiale für die industrielle Qualitätsprüfung**

Sowohl in der Klein- als auch in der Großserienfertigung verursachen Prüf- und Messvorgänge am Bauteil zusätzliche Nebenzeiten in der Fertigung und müssen demnach weitestgehend minimiert werden. Während bei der Einzelteilerfertigung die

Werkstückqualität nach jedem Fertigungsschritt überprüft werden muss, werden in der Serienproduktion Stichprobenmessungen durchgeführt, um Qualitätsabweichungen über statistische Kennwerte zu ermitteln. In beiden Fällen bietet das hier entwickelte Bewertungsverfahren das Potential, Informationen über die Werkstückqualität online erzeugen und aufwandsarm bewerten zu können. Dadurch wird eine Online-Qualitätsprüfung der Werkstückqualität ohne zusätzliche Nebenzeiten ermöglicht und konventionelle Prüfaufwände sukzessiv bis auf eine bedarfsorientierte Qualitätsprüfung reduziert. Über eine eindeutige Zuordnung des aktuellen Bauteilzustands zum bearbeiteten Bauteil kann die Fertigungshistorie eindeutig dokumentiert und zur Nachverfolgung bereitgehalten werden. Die Bereitstellung von Qualitätsinformationen in Echtzeit ermöglicht darüber hinaus eine aktive Prozessregelung, um die Werkstückqualität durch die Beeinflussung des Zerspanprozesses (bspw. Reduzierung der Werkzeugabdrängung durch die Reduzierung der Vorschubnormalkräfte) sicherzustellen. Dadurch kann, gegenüber klassischen Ansätzen der statistischen Prozessregelung (SPC), schneller auf Störungen und Qualitätseinflüsse in der Fertigung reagiert werden. Die eindeutige Zuordnung der Bauteilqualität bietet zudem die Möglichkeit, Prozessstellgrößen bauteilindividuell anzupassen und damit die Werkstückqualität aktiv zu beeinflussen.

### **8.3 Potentiale für die Arbeitsvorbereitung**

Die Rückführung von bauteilaufgelösten Fertigungsinformationen stellt eine wichtige Informationsquelle für die Prozessplanung und -steuerung von produzierenden Unternehmen dar. Je aktueller und detaillierter die Informationen aus der Fertigung bereitgestellt werden können, umso effektiver kann auf systematische Prozessstörungen oder Qualitätsmängel reagiert werden. Darüber hinaus stellt die Online-Bewertung und Rückführung von Prozess- und Bauteilinformationen eine wichtige Informationsquelle für den Aufbau von Prozesswissen, in Form von angelegten Zusammenhängen zwischen Prozessstell-, System- und Wirkgrößen, dar. Neben der Bereitstellung einer stets aktuellen Planungsdatenbasis trägt das entwickelte Verfahren zur kontinuierlichen Verbesserung der Planungsqualität der erfahrungsbasierten Arbeitsplanung im Rahmen des Virtuellen Planers (Kapitel 2.1.2) bei.

Das hier entwickelte Verfahren liefert valide Prozessinformationen in Form der Zerspankräfte, Prozessdynamik sowie des Rundlaufverhaltens des Werkzeugs. Diese Größen können im Zuge einer Langzeitbeobachtung dafür genutzt werden Zustandsveränderungen, bspw. durch Verschleiß oder Schädigung des Werkzeugs, zu detektieren. Die aus dem Prozess identifizierten Zustandsparameter können weiterhin zur Verbesserung von Simulationsmodellen beitragen. Systemparameter, die bislang nur durch aufwendige Versuchsreihen aus dem Zerspanprozess identifiziert wurden, können nun durch das entwickelte Verfahren prozessparallel identifiziert und bereitgestellt werden. Diese Systemparameter können bspw. die Zerspankraftkoeffizienten, die Rundlauffehlerparameter oder die Systemsteifigkeit

des Werkzeugs sein. Diese prozessspezifischen Größen können dann genutzt werden, um Simulationsmodelle an das reale Systemverhalten anzupassen. Durch die Rückführung und das Anlernen des Prozess- und Maschinenverhaltens können Fertigungsprozesse im Vorhinein besser simulationsgestützt bewertet und optimiert und dadurch die Planungsqualität der Arbeitsplanung im Rahmen des Virtuellen Planers (Bild 5.1 und Kapitel 2.1.2) nachhaltig verbessert werden.

#### **8.4 Voraussetzungen für einen industriellen Einsatz**

Um das in dieser Arbeit entwickelte Online-Bewertungsverfahren für eine industrielle Fertigung einsetzen zu können, sind die folgenden Voraussetzungen zu erfüllen:

Zunächst sind geeignete Informationsquellen zur Prozessbewertung in der Werkzeugmaschine bereitzustellen. Neben Kraft- oder Dehnungssensoren können auch Strom- und Leistungssignale der Maschinenantriebe verwendet werden, um die Zerspankraft oder äquivalente Prozessgrößen zu bewerten. Hierbei ist auf eine ausreichende Sensitivität und Bandbreite (>500 Hz bei Fräsprozessen) des Signals zu achten, um die zuverlässige Funktion des Verfahrens zu gewährleisten. Zur Aufnahme von Prozessgrößen in Werkzeugmaschinen stehen heute schon vielfältige Sensoren zur Verfügung. Diese wurden bereits im Stand des Wissens in Kapitel 2.5 benannt.

Zur Parametrierung der verwendeten Modelle ist die Kenntnis der Prozessstell- und Systemgrößen für den betrachteten Zerspanprozess nötig. Diese Informationen können wie in dieser Arbeit über ein Produktdatenaustauschformat, wie STEP und STEP-NC, an das Bewertungsverfahren übermittelt werden. Hierbei müssen neben den Prozessstellgrößen, die Werkzeug- und Werkstückgeometrieparameter übertragen werden. Die benötigten Prozessinformationen stehen in den heutzutage eingesetzten CAD/CAM-Systemen schon digital zur Verfügung. Die Systeme sind bereits in der Lage, Produktdatenaustauschformate auszugeben und zu verarbeiten.

Für die Umsetzung des entwickelten Verfahrens in einer industriellen Produktion ist dieses auf einem Echtzeitsystem zu implementieren und dort für die industrielle Anwendung zu erproben. Bei der Entwicklung des Verfahrens wurde bereits durch die Verwendung von SIMULINK-Signalfflussmodellen die Voraussetzung für eine Echtzeitimplementierung bspw. auf einem DSPACE-Echtzeitsystem geschaffen. Darüber hinaus kann das entwickelte Verfahren auf einem industrietauglichen Überwachungssystem (bspw. ARTIS Genior Modular [ART10]) implementiert werden, welches bereits über die benötigten Prozessinformationen und die benötigte Rechenleistung für eine Online-Prozessbewertung verfügt. Die für die Berechnung von Qualitätsmerkmalen benötigten Prozessmodelle wurden in dieser Arbeit entwickelt und stehen damit für die Online-Prozessbewertung zur Verfügung. Für die Bewertung von anderen Zerspanprozessen sind die Prozessmodelle gegebenenfalls an geänderte Prozess- und Systembedingungen anzupassen.

## 9 Zusammenfassung und Ausblick

Im Folgenden werden die wesentlichen Erkenntnisse der Arbeit inhaltlich zusammengefasst und ein Ausblick für weitere Potentiale der Prozessbewertung gegeben.

### 9.1 Inhaltliche Zusammenfassung der Arbeit

Aus der wachsenden Variantenvielfalt in der industriellen Produktion leitet sich die Forderung ab, den individuellen Zustand eines Produktes jederzeit erfassen, bewerten und beeinflussen zu können. Zur Lösung dieser Herausforderungen wird derzeit der Einsatz intelligenter Objekte in der Produktion erforscht. Dies ermöglicht zukünftig eine autonome, bauteilgetriebene Produktion, welche individuelle Identifikations- und Zustandsinformationen zu jedem Werkstück jederzeit bereitstellt und sich durch eine intelligente Fertigungssteuerung selbstständig organisiert. Um den steigenden Informationsbedarf dieser Vision zukünftig zu decken, sind Verfahren zur Erfassung, Verarbeitung und Bewertung von Zustandsinformationen von Produkten und Ressourcen in einer Produktion zu entwickeln. Insbesondere die Aufwände zur Erfassung der individuellen Qualitätsmerkmale eines Werkstückes in der Fertigung müssen gesenkt werden, um schneller und effizienter auf Qualitätsabweichungen reagieren zu können.

Um die aktuelle Werkstückqualität aufwandsarm aus dem Prozess heraus berechnen und bewerten zu können, wurde in dieser Arbeit ein modellbasiertes Verfahren zur Online-Bewertung der Werkstückqualität auf Basis von Zerspankräften beim Fräsen entwickelt und experimentell validiert.

Zur Abbildung systematischer Einflüsse auf die Werkstückqualität wurden in Kapitel 4 experimentelle Untersuchungen an einem Referenzprozess durchgeführt. Hierzu wurde das Auftreten von Effekten im Zerspanprozess untersucht, welche eine systematische Auswirkung auf die Werkstückqualität haben. Aus der experimentellen Untersuchung am Referenzprozess konnten Gestaltabweichungen erster bis vierter Ordnung unterschiedlicher Ausprägung auf der Werkstückoberfläche nachgewiesen werden. Um die Auswirkungen auf die Werkstückqualität isoliert betrachten zu können, wurden weitergehende Untersuchungen an vereinfachten Geometrie-Modellen durchgeführt. Hiermit wurde der Einfluss der Eingriffsbedingungen beim Fräsen auf die Oberflächenrauheit untersucht. Aus der Gegenüberstellung der theoretischen Oberflächenrauheit mit den Messergebnissen aus dem Referenzprozess ergeben sich drastische Abweichungen des Oberflächenprofils und der resultierenden Oberflächenrauheit um den Faktor 16.

Durch die Vermessung des verwendeten Fräswerkzeuges konnte ein Rundlauffehler von 19  $\mu\text{m}$  an den Werkzeugschneiden nachgewiesen werden. Dieser resultiert aus den kombinierten Montage- und Fertigungsabweichungen der Werkzeugspindel, des Werkzeughalters und des Fräswerkzeugs innerhalb der Werkzeugmaschine. Durch

die Erweiterung des verwendeten Geometriemodells um den Rundlauffehleranteil konnte dessen Einfluss auf die Schneidenbahnen und die resultierende kinematische Oberflächenrauheit untersucht werden. Hiermit wurde gezeigt, dass sich die kinematische Oberflächenrauheit um das 16-fache durch einen Rundlauffehlerbetrag von wenigen Mikrometern erhöhen kann. Das resultierende Oberflächenprofil wird signifikant durch den Betrag und die Lage des Rundlauffehlers beeinflusst.

Aus Untersuchungen der Schnittkräfte beim Fräsen und der Berechnung der durch den Rundlauffehler bedingten Spanungsgrößen wurde ein beschreibendes Signalmerkmal für die Identifikation der Rundlauffehlerparameter aus den Kraftsignalen entwickelt. Dieses beschreibt einen linearen Zusammenhang zwischen der Verteilung der Schnittarbeit und der Verteilung der Spannungsvolumina auf Basis der Schnittkraftgleichung in Abhängigkeit der Rundlauffehlerparameter.

Der Einfluss von elastischen Verformungen auf die Werkstückqualität wurde durch die Messung der Werkzeugabdrängung im Prozess untersucht. Hieraus zeigt sich, dass der Formfehler am Werkstück von der Höhe, Form und Lage der Belastungen am Werkzeug abhängt. Durch die Verwendung eines schlanken, lang auskragenden Fräsers wurden Formabweichungen von  $<0,5$  mm am Werkstück verursacht.

Für die Umsetzung des modellbasierten Verfahrens zur Bewertung der Werkstückqualität wurden zunächst die Systemschnittstellen im Rahmen des Virtuellen Planers sowie eine modulare Modellstruktur definiert. Zur Berechnung der Einflüsse von Abdrängungen und des Rundlauffehlers auf die Spanungsgrößen wurde ein Materialabtragsmodell entwickelt, welches die Spanungsgrößen aus den gegebenen Stell-, System und Störgrößen berechnet. Um die Auswirkung von Schwingungen, Rundlauffehlern und Abdrängungen auf die Werkstückqualität abzubilden, wurde ein Werkstückmodell entwickelt. Damit können Qualitätsmerkmale für die Oberflächenrauheit und die Formabweichung berechnet und ausgegeben werden. Für die Abbildung der Werkzeugverformung im Prozess wurde ein parametrisches Geometriemodell für Fräswerkzeuge entwickelt, welches die Basis für die geometriebasierte Berechnung einer Steifigkeitsmatrix bietet. Durch die hinreichend genaue Abbildung des Werkzeugquerschnitts ist es gelungen, die geometriespezifische Biegesteifigkeit eines komplexen Schafffräsers abzubilden.

Alle in dieser Arbeit betrachteten Effekte lassen sich auf Basis von Merkmalen in den gemessenen Zerspankräften nachweisen. Daher wurde die Zerspankraft als Eingangssignal für die Prozessbewertung gewählt. Die Zerspankräfte wurden für die experimentellen Untersuchungen mit einer Kraftmessplattform im Kraftfluss unterhalb des Werkstücks gemessen. Für die Berechnung von Qualitätsmerkmalen aus gemessenen Zerspankräften wurde ein modellbasierter Ansatz entwickelt, der auf Basis von Merkmalen aus gemessenen Zerspankräften, den Einfluss von Rundlauffehlern und Werkzeugabdrängungen berechnet. Zur Identifikation der Rundlauffehlerparameter aus Zerspankräften wurde das zuvor entwickelte Signalmerkmal verwendet. Mit Hilfe eines Optimierungsalgorithmus können die Rundlauffehlerparameter über einen modellbasierten Ansatz identifiziert werden. Die Güte des

Identifikationsverfahren wurde im Rahmen umfangreicher Validierungsversuche ermittelt und zeigte Abweichungen vom Rundlauffehlerbetrag von  $\rho < 2 \mu\text{m}$  und der Rundlauffehlerlage  $\lambda < 12^\circ$ . Zur Validierung wurden fünf verschiedene Werkzeuge bzw. Werkzeughalter auf zwei verschiedenen Werkzeugmaschinen mit unterschiedlichen Prozessstellgrößen untersucht. Gegenüber der konventionellen Messung des Werkzeugrundlauffehlers wurde der Rundlauffehler über die gesamte Stichprobe unterschätzt. Neben einem systematischen Fehler bei der Identifikation kann auf eine Reduzierung des Rundlauffehlers im Prozess geschlossen werden. Die Güte der Identifikation war zudem vom Zahnvorschub, der Schneidenzahl des Fräsers sowie vom Gleichförmigkeitsgrad der Eingriffsbedingungen abhängig. Abweichungen  $< 1 \mu\text{m}$  liefert die Identifikation nur für Werkzeuge mit  $R > 10 \text{ mm}$  und mindestens 4 Schneiden.

Mit Hilfe des Werkstückmodells wurde der Einfluss der identifizierten Rundlauffehlerparameter auf die Oberflächengüte berechnet. Im Rahmen der zuvor durchgeführten Validierungsversuche konnte die Güte der Oberflächenberechnung bewertet werden. Eine Gegenüberstellung der am Werkstück gemessenen und der berechneten Rauheitskennwerte zeigte Abweichungen für  $R_z < 2 \mu\text{m}$  ( $< 50\%$  von  $R_{z\text{mess}}$ ). Auch hier konnte gezeigt werden, dass die Güte des Verfahrens von dem Zahnvorschub der Schnittgeschwindigkeit und dem Werkzeugradius abhängt. Die Bildung von Spanzipfeln bei kleinen Vorschüben ( $f_z < 0,05 \text{ mm}$ ) und die Ausprägung von Rattermarken bei hohen Schnittgeschwindigkeiten führten zum Teil zu erheblichen Abweichungen in  $R_z$  von bis zu  $3 \mu\text{m}$ . Für stabile Prozessbedingungen mit Werkzeugradius  $R > 10 \text{ mm}$  war das Verfahren in der Lage, die Oberflächenrauheit mit einer Genauigkeit  $< 1 \mu\text{m}$  ( $< 30\%$  von  $R_{z\text{mess}}$ ) bei verschiedenen Schnittgeschwindigkeiten zu berechnen.

Zur Berechnung der Formfehler wurden die im Prozess gemessenen Vorschub- und Vorschubnormalenkräfte orts- und zeitaufgelöst auf das Werkzeugmodell zur Berechnung der Werkzeugverformung aufgebracht. Die Validierung des Verfahrens über unterschiedliche Eingriffstiefen und -breiten zeigte eine Übereinstimmung der gemessenen und berechneten Formfehlerparameter von mindestens 85%. Mit dem Verfahren konnten Formabweichungen  $> 0,1 \text{ mm}$  mit einem Fehler  $< 10\%$  und die Profilwelligkeit im Bereich  $> 20 \mu\text{m}$  mit einem Fehler  $< 15\%$  berechnet werden. Die Abweichungen bei der Berechnung sind u.a. auf den Messfehler bei der Vermessung der Werkstückoberfläche zurückzuführen. Im Falle von sehr kleinen Werkzeugabdrängungen  $< 0,1 \text{ mm}$  konnten die Formfehler mit dem verwendeten Messverfahren nicht mehr zuverlässig bestimmt werden. Die Validierung des Verfahrens lieferte bei größeren Formfehlern  $> 0,1 \text{ mm}$  eine höhere Übereinstimmung. Aus der Validierung über verschiedene Eingriffsbedingungen kann auf die korrekte Abbildung der Werkzeugsteifigkeit und der Lastverteilung auf dem Werkzeug geschlossen werden. Wegen der guten Skalierbarkeit der Steifigkeitseinflüsse ist auch für kleine Werkzeugbelastungen eine zuverlässige Berechnung der Werkzeugverformungen und Formfehler zu erwarten.

Für die Bereitstellung der berechneten Qualitäts- und Zustandsinformationen im Rahmen des Virtuellen Planers wurde eine Benutzeroberfläche zur Online-Prozessbewertung entwickelt. Hiermit können die aus dem Prozess gemessenen Zerspankräfte hinsichtlich der Einhaltung von Form- und Lagetoleranzen sowie der geforderten Oberflächengüte des Werkstücks bewertet werden.

Um die Potentiale des entwickelten Verfahrens für eine industrielle Anwendung zu demonstrieren, wurden die Methoden für einen exemplarischen Fräsprozess zur Bearbeitung eines Radträgers angewendet. Mit Hilfe einer sensorischen Werkzeugmaschine wurde eine Schlichtbearbeitung durchgeführt und die Zerspankräfte aufgezeichnet und ausgewertet. Durch die Berechnung und Bewertung des Formfehlers am Werkstück konnte eine Überschreitung der geforderten Ebenheitstoleranz nach wenigen Sekunden der Bearbeitung detektiert werden. Die berechnete Formabweichung und Profilwelligkeit zeigte eine Übereinstimmung mit den gemessenen Formfehlerparametern von über 95%. Deutlich höhere Abweichungen ergaben sich bei der Identifikation des Rundlauffehlers mit bis zu 3  $\mu\text{m}$  und der berechneten Oberflächengüte von  $R_z > 1\mu\text{m}$ . Aus der Gegenüberstellung des gemessenen und des berechneten Oberflächenprofils konnte die Ursache für die hohen Abweichungen im porösen Werkstoffgefüge und der dadurch erhöhten Oberflächenrauheit gefunden werden.

Im Rahmen des Gesamtkonzepts des Virtuellen Planers (Bild 5.1) stellt das entwickelte Verfahren wesentliche Informationen zur Planung und Steuerung der Produktion bereit. Die bereitgestellten Qualitäts- und Zustandsinformationen werden dem Maschinenbediener visuell ausgegeben und zusätzlich wird eine bauteilspezifische Fertigungsdokumentation über das Austauschformat gewährleistet. Zudem können aus den berechneten Zustandsinformationen systematische Modellparameter zur Verbesserung von Simulationsmodellen gewonnen werden. Mit der Validierung des Verfahrens konnte die Tauglichkeit des entwickelten Verfahrens gegenüber den gestellten Anforderungen aus der Zielsetzung dieser Arbeit nachgewiesen werden. Zudem ergeben sich durch das Verfahren weitere Potentiale für zukünftige Entwicklungen im Rahmen einer Genteiligten Produktion (Kapitel 2.1.2), welche im folgenden Kapitel dargestellt werden.

## 9.2 Ausblick

Wie die prototypische Umsetzung und Erprobung des entwickelten Verfahrens in dieser Arbeit belegt, stellt das hier entwickelte Verfahren zur Online-Bewertung von Fräsprozessen wesentliche Voraussetzungen für die Realisierung einer Genteiligten Produktion (Kapitel 2.1.2) bereit.

Die Online-Prozessbewertung ermöglicht eine aufwandsarme Dokumentation und Bewertung der Werkstückqualität während der Fertigung. Die kontinuierliche Dokumentation von Produktionsdaten bietet weiterhin die Möglichkeit Prozesswissen mit Hilfe von Ansätzen des Data-Mining zu extrahieren und für die Planung und Steuerung von verbesserten Fertigungsprozessen zu nutzen. Dieser Ansatz

ermöglicht einen kontinuierlichen Lern- und Verbesserungsprozess für die Planung und Steuerung einer industriellen Fertigung von individuellen Produkten im Rahmen des Virtuellen Planers (Kapitel 2.1.2).

Die Bereitstellung von aktuellen Zustandsinformationen aus der Werkzeugmaschine ermöglicht neben der langfristigen Verbesserung von Fertigungsprozessen auch eine direkte Prozessanpassung. Durch die zustandsbasierte Adaption von Prozessstellgrößen kann direkt auf die resultierende Werkstückqualität Einfluss genommen werden. Die Online-Berechnung und Bewertung des Formfehlers am Werkstück liefert bspw. neue Zielgrößen zur aktiven Kompensation der Fräserabdrängung im Prozess. Mit der Kenntnis des Rundlauffehlers am Werkzeug können künftig Vorschubanpassungen auf Basis der erzielten Oberflächengüte vorgenommen oder zustandsorientierte Werkzeugwechselzeitpunkte festgelegt werden. Durch eine aktive Prozessregelung auf Basis von Qualitätsinformationen in Echtzeit können Qualitätsabweichungen frühzeitig erkannt und automatisch kompensiert werden.

Neben der Rückführung und Reaktion auf Basis der Prozessbewertung können die identifizierten Prozesszustände und Modellparameter künftig zur Verbesserung von Simulationsmodellen beitragen. Das hier entwickelte modellbasierte Online-Bewertungsverfahren basiert auf Prozessmodellen, die auch in der Simulation von Zerspanprozessen angewendet werden. Auf Basis der identifizierten Prozesszustände und Modellparameter können Verhaltensmuster und Abhängigkeiten extrahiert und zur Parametrierung von Simulationsmodellen genutzt werden. Dadurch können bspw. Werkzeugverformungen vorab genauer prognostiziert und bewertet und Zerspankräfte realitätsnäher berechnet werden. Damit lässt sich die Planungsqualität im Zuge einer simulationsgestützten Arbeitsplanung deutlich steigern.

Die Berechnung und Bewertung des aktuellen Werkzeugzustands aus Prozesssignalen bietet zudem die Möglichkeit, die Leistungsfähigkeit des verwendeten Zerspanwerkzeugs zu beurteilen und darauf basierend eine zustandsorientierte Werkzeugeinsatzplanung durchzuführen. Die Identifikation von zustandsabhängigen Modellparametern (bspw. Zerspankraftkoeffizienten) liefert Leistungs- und Zustandsindikatoren zur Beurteilung des Werkzeugs. Durch die Kenntnis dieser Parameter kann der Werkzeugzustand auch für künftige Prozesse beurteilt werden. Durch Regressionsanalysen der Parameterhistorie ist bspw. eine Reststandzeitprognose und eine Prognose der Ausfallwahrscheinlichkeit des Werkzeugs möglich. Dies stellt eine wichtige Information für die zustandsorientierte Prozess- und Ressourcenplanung dar.

## 10 Literaturverzeichnis

- [ABE11] Abele, E.; Reinhart, G.: Zukunft der Produktion, Carl-Hanser-Verlag, München, 2011.
- [ALT89] Altintas, Y.; Yellowley, I.: In-process detection of tool failure in milling using cutting force models, *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 111, Iss. 2, 1989, S. 149-157.
- [ALT00] Altintas, Y.: Manufacturing automation. Metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design, Cambridge Univ. Press, 2000.
- [ALT08] Altintas, Y.; Stepan, G.; Merdol, D.; Dombovari, Z.: Chatter stability of milling in frequency and discrete time domain, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, Vol. 1, Iss. 1, 2008, S. 35-44.
- [ALT13] Altmann, G.: Auswertung von Maschinendaten – Ergebnisse einer Befragung von Unternehmen des verarbeitenden Gewerbes, *Industrie 4.0 Monitor 2013*, SAS Gemany, 2013.
- [ARI10] Arizmendi, M.; Fernández, J.; Gil, A.; Veiga, F.: Model for the prediction of heterogeneity bands in the topography of surfaces machined by peripheral milling considering tool runout, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 50, Iss., 1, 2010, S. 51-64.
- [ARM69] Armarego, E. J. A.; Brown, R. H.: *The Machining of Metal*, Prentice Hall, Inc. Engelwood Cliffs, 1969.
- [ARN10] Arntz, K; Heeschen, D.: Innovationen und Trends im Werkzeugbau, Kunststoffland NRW vor Ort beim Fraunhofer Institut für Produktionstechnologie IPT, Aachen, Oktober, 2010, 30 Seiten.
- [ART10] ARTIS GmbH: Genior Modular, Produktbroschüre, 3. Auflage, 2010.
- [BAC09] Bachrathy, D.; Insperger, T.; Stepan, G.: Surface Properties of the machined workpiece for helical mills, *Machining Science and Technology*, Taylor & Francis, Vol. 13, Iss. 2, 2009, S. 227-245.
- [BEN03] Benardos, P. G.; Vosniakos, G. C.: Predicting surface roughness in machining: a review, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 43, Iss. 8, 2003, S. 833-844.
- [BIM94] Bimschas, K.: Verbesserung der Werkstückqualität durch Simulation des Bearbeitungsprozesses, Dr.-Ing. Diss., TH Darmstadt, 1994.
- [BRA61] Brammertz, P.H.: Die Entstehung der Oberflächenrauheit beim Feindrehen, *Industrieanzeiger*, 2, 1961, S. 25-32.
- [BRE09] Brecher, C.; Esser, M.; Witt, S.: Interaction of manufacturing process and machine tool, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, Vol. 58, Iss. 2, 2009, S. 588-607.

- [BRI09] Brinkhaus, J.: Statistische Verfahren zur selbstlernenden Überwachung spanender Bearbeitungen in Werkzeugmaschinen, Dr.-Ing. Diss., Leibniz Universität Hannover, 2009.
- [BRO10] Broy, M. (Hrsg.): Cyber-Physical Systems – Innovation durch softwareintensive eingebettete Systeme, Springer-Verlag, Berlin, 2010.
- [BUS91] Bussmann, B.: Formfehleranalyse beim Planfräsen gehärteter Bauteile, Dr.-Ing. Diss., Universität Hannover, 1991.
- [BYR95] Byrne, G.; Dornfeld, D.; Inasaki, I.; Ketteler, G.; König, W.; Teti, R.: Tool Condition Monitoring (TCM) – The Status of Research and Industrial Application, CIRP Annals – Manufacturing Technology, Vol. 44, Iss. 2, 1995, S. 541-567.
- [BYR03] Byrne, G.; Dornfeld, D.; Denkena, B.: Advancing Cutting Technology, CIRP Annals – Manufacturing Technology, Vol. 52, Iss. 2, 2003, S. 483-507.
- [CLA05] Clausen, M.: Zerspankraftprognose und -simulation für Dreh- und Fräsprozesse, Dr.-Ing. Diss., Leibniz Universität Hannover, 2005.
- [DEG02] Degner, W.; Lutze, H.; Smejkal, E.: Spanende Formung, Theorie, Berechnung, Richtwerte, Carl Hanser Verlag, München Wien, 2002.
- [DEN07] Denkena, B.; Brecher, C.: Ramp-Up/2 – Anlaufoptimierung durch Einsatz virtueller Fertigungssysteme, VDMA Verlag, Frankfurt/Main, 2007.
- [DEN09a] Denkena, B.; Ammermann, C.: CA-Technologien in der Fertigungs- und Prozessplanung, Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb (ZWF), Jg. 104, Nr. 4, 2009, S. 300-305.
- [DEN09b] Denkena, B.; Blümel, P.; Röbbing, J.: Den Maschinenzustand im Fokus: Instandhaltung von Werkzeugmaschinen unter Verwendung von Zustandsüberwachungssystemen, wt Werkstattstechnik online, Jg. 99, H. 7/8, 2009, S. 470-478.
- [DEN10a] Denkena, B. (Hrsg.): SFB 653 – Gentelligente Bauteile im Lebenszyklus: Nutzung vererbbarer, bauteilinhärenter Informationen in der Produktionstechnik, Broschüre des SFB 653, PZH Verlag, 2. Auflage, 2010.
- [DEN10b] Denkena, B.; Schmidt, C.; Krüger, M.: Experimental investigation and modeling of thermal and mechanical influences on shape deviations in machining structural parts, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 50, Iss. 11, 2010, S. 1015-1021.
- [DEN11] Denkena, B.; Tönshoff, H. K.: Spanen: Grundlagen, 3. Auflage, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2011.

- [DEN12a] Denkena, B.; Ostermann, J.; Breidenstein, B.; Mörke, T.; Spitschan, B.: Advanced machining and accessing of information by means of gentelligent micro patterns, 1<sup>st</sup> Joint International Symposium on System-Integrated Intelligence 2012: New Challenges for Product and Production Engineering (SysInt 2012), June 27<sup>th</sup> – 29<sup>th</sup> 2012, Hannover, S. 78-81.
- [DEN12b] Denkena, B.; Lorenzen, L.-E.; Schmidt, J.: Adaptive Process Planning, Production Engineering – Research and Development, Vol. 6, Nr. 1, 2012, S. 55-67.
- [DEN12c] Denkena, B.; Schmidt, J.; Krüger, M.: A quality-oriented approach to product-driven production, 1<sup>st</sup> Joint International Symposium on System-Integrated Intelligence 2012: New Challenges for Product and Production Engineering (SysInt 2012), June 27<sup>th</sup> – 29<sup>th</sup> 2012, Hannover, S. 5-8.
- [DEN12d] Denkena, B.; Köller, M.; Bertram, O.: Teachless Process Monitoring for Single Part Production, 1<sup>st</sup> Joint International Symposium on System-Integrated Intelligence 2012: New Challenges for Product and Production Engineering (SysInt 2012), June 27<sup>th</sup> – 29<sup>th</sup> 2012, Hannover, S. 117-119.
- [DEN12e] Denkena, B., Krüger, M., Bachrathy, D., Stepan, G.: Model based reconstruction of milled surface topography from measured cutting forces, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 54-55, March-April, 2012, S. 25-33.
- [DEN13a] Denkena, B.; Boujnah, H.; Henning, H.; Mörke, T.; Schmidt, J.; Meyer, J.: Anwendungspotentiale gentelligenter Bauteile, wt Werkstattstechnik online, Jg. 103, Nr. 2, Sonderheft INDUSTRIE 4.0, 2013, S.152-156.
- [DEN13b] Denkena, B.; Litwinski, K.; Brouwer, D.; Boujnah, H.: Design and analysis of a prototypical sensory z-slide for machine tools, Production Engineering – Research and Development, Vol. 7, Nr. 1, 2013, S. 9-14.
- [DGQ95] DGQ e.V. (Hrsg.): Begriffe zum Qualitätsmanagement, DGQ-Schrift 11-04, 6. Auflage, Beuth-Verlag Berlin, 1995.
- [DIN2768] DIN ISO 2768-1: Allgemeintoleranzen; Toleranzen für Längen- und Winkelmaße ohne einzelne Toleranzeintragung, Beuth Verlag, 1991.
- [DIN4760] DIN 4760: Gestaltabweichungen; Begriffe, Ordnungssystem, Beuth Verlag, 1982.
- [DIN4761] DIN 4761: 1978-12: Oberflächencharakter; Geometrische Oberflächen-textur-Merkmale, Begriffe, Kurzzeichen, Beuth Verlag, 1978.
- [DIN4766] DIN 4766-1:1981-03: Herstellverfahren der Rauheit von Oberflächen - Erreichbare gemittelte Rauhtiefe Rz nach DIN 4768 Teil 1, Beuth Verlag, 1981.

- [DIN4768] DIN 4768:1990-05: Ermittlung der Rauheitskenngrößen Ra, Rz, Rmax mit elektrischen Tastschnittgeräten; Begriffe, Meßbedingungen, Beuth Verlag, 1990.
- [DIN6529] DIN 6529:1992-02: Vollhartmetall-Schaftfräser mit Zylinderschaft; Technische Lieferbedingungen, Beuth Verlag, 1992.
- [DIN1101] DIN EN ISO 1101:2011-10: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Geometrische Tolerierung - Tolerierung von Form, Richtung, Ort und Lauf, Beuth Verlag, 2011.
- [DYC07] Dyck, M.: Beitrag zur Analyse thermisch bedingter Werkstückdeformationen in Trockenbearbeitungsprozessen, Dr.-Ing. Diss., Universität Karlsruhe, 2007.
- [ELM06] ElMaraghy, H. A.: Flexible and reconfigurable manufacturing systems paradigms, International Journal of Flexible Manufacturing Systems, Vol. 17, Iss. 4, 2006, S. 261-276.
- [ERL13] Erlinger, C.: Industrie 4.0 – Intelligente Fabrik als Ziel, VDI-Z, H. 9, 2013, S. 82.
- [ERN41] Ernst, H.; Merchant, M.E.: Chip Formation, Friction and High Quality Machined Surfaces, ASM Symposium, The Surface Treatment of Metals, Transactions of the ASM, Vol. 29, 1941.
- [EVE02] Eversheim, W.; Schmidt, K.; Weber, P.: Virtualität in der Wertschöpfungskette – Durchgängig von der Produktentwicklung bis zur Produktionsplanung, wt Werkstattstechnik online, Jg. 92, Nr. 4, 2002, S. 149-153.
- [FEI98] Feinauer, A.: Dynamische Maschineneinflüsse auf die Werkstückqualität beim Hochgeschwindigkeitsfräsen, Dr.-Ing. Diss., Universität Stuttgart, 1998.
- [FIN08] Finkenzeller, K.: RFID-Handbuch: Grundlagen und praktische Anwendungen von Transpondern, kontaktlosen Chipkarten und NFC, 5. Auflage, Carl-Hanser-Verlag, München, 2008.
- [FRI95] Friedhoff, J.; Müller, H.; Weinert, K.: Efficient discrete simulation of 3-axis milling, Universität Dortmund, Fachbereich Informatik, Forschungsbericht No. 591, 1995, 22 Seiten.
- [FRI99] Fries, E.: Anwendung neuronaler Netze zur Werkzeugverschleißerkennung beim Fräsen, Dr.-Ing. Diss., Techn. Universität Berlin, 1999.
- [GEY02] Gey, C.: Prozessauslegung für das Flankenfräsen von Titan, Dr.-Ing. Diss., Universität Hannover, 2002.
- [GKW04] Gradisek, J.; Kalveram, M.; Weinert, K.: Mechanistic identification of specific force coefficients for a general end mill, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 44, Iss. 4, 2004, S. 401-414.

- [GLA98] Glaeser, G; Gröller, E.: Efficient Volume-Generation During the Simulation of NC-Milling. In: Hege, H.-C.; Polthier, K. (Hrsg.): Proceedings of the International Workshop on Visualization and Mathematics '97, Mathematics and Visualization, Springer, Heidelberg, 1998, S. 89-106.
- [GOT07] Gottschalk, S.; Kupke, D.; Lohse, W.; Vitre, M.; Wesch, C.: Virtuelle Produktionssysteme, In: Schuh, G.; Klocke, F.; Brecher, C.; Schmitt, R. (Hrsg.): Excellence in Production, Apprimus Verlag, 2007, S. 75-88.
- [GRA95] Grahl, B; Schmincke, E.: Bewertungs- und Entscheidungsprozesse im Rahmen der Ökobilanz, UWSF-Z Umweltchem Ökotox, H. 7, 1995, S. 110-113.
- [GRO06] Groppe, M.: Prozessauslegung für die Hochleistungsfräsbearbeitung von Aluminium- Strukturbauteilen, Dr.-Ing. Diss., Universität Hannover, 2006.
- [HAN83] Hann, V.: Kinetik des Schafffräsens, Fortschritt-Berichte VDI-Z, Dr.-Ing. Diss., RWTH Aachen, Reihe 2, Nr. 66, 1983.
- [HAR10] Harms, R.; Fleschutz, T.; Seliger, G.: Life cycle management of production facilities using semantic web technologies, CIRP Annals – Manufacturing Technology, Vol. 59, Iss. 1, 2010, S. 45-48.
- [HEU05] Heusinger, S.: STEP-NC-basierter Korrekturkreis für die Schlichtbearbeitung von Freiformflächen, Dr.-Ing. Diss., Universität Stuttgart, 2005.
- [HOL90] Hollmann, F.: Kleine Qualitätsregelkreise in flexiblen Fertigungssystemen, Dr.-Ing. Diss., RWTH Aachen, 1990.
- [HOU03] Hou, Z.: Beitrag zur voxelbasierten Simulation des fünfschichtigen NC-Fräsens, Dr.-Ing. Diss., Technische Universität Berlin, 2003.
- [HPH13] Homepage des Horse Power Team der Leibniz Universität Hannover, <http://www.horsepower-hannover.de>, Abrufdatum: 17.03.2013
- [HUA07] Huang, S. N.; Tan, K. K.; Wong, Y. S.; de Silva, C. W.; Goh, H. L.; Tan, W. W.: Tool wear detection and fault diagnosis based on cutting force monitoring, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 47, Iss. 3-4, 2007, S. 444-451.
- [HUA09] Huang, G.Q.; Wright, P.K.; Newman, S.T.: Wireless manufacturing: a literature review, recent developments and case studies, International Journal of Computer Integrated Manufacturing, Vol. 22, Iss. 7, 2009, S. 579-594.
- [INS03] Insperger, T.; Stepan, G.; Bayly, P. V.; Mann, B. P.: Multiple chatter frequencies in milling processes, Journal of Sound and Vibration, Vol. 262, 2003, S. 333-345.

- [ISE89] Isermann, R.: Höhere Zuverlässigkeit durch modellgestützte Fehlerdiagnose am Beispiel von Werkzeugmaschinen, In: Görke, W. (Hrsg.): Fehlertolerante Rechensysteme, Informatik-Fachberichte, Springer Verlag, 214, 1989, S. 1-14.
- [ISE06] Isermann, R.: Fault-Diagnosis Systems: An Introduction from Fault Detection to Fault Tolerance, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2006.
- [ISO10303] DIN EN ISO 10303: Industrielle Automatisierungssysteme und Integration – Produktdatendarstellung und -austausch, Beuth Verlag, 2002.
- [JÜN98] Jünemann, R.; Beyer, A.: Steuerung von Materialfluss- und Logistiksystemen, 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 1998.
- [KAG13] Kagermann, H.; Wahlster, W.; Helbig, J.: Umsetzungsempfehlungen für das Zukunftsprojekt INDUSTRIE 4.0, Abschlussbericht des Arbeitskreises Industrie 4.0, Promotorengruppe Kommunikation der Forschungsunion Wirtschaft – Wissenschaft, April 2013.
- [KAR01] Karpuschewski, B.: Sensoren zur Prozessüberwachung beim Spanen, Habilitationsschrift, Universität Hannover, VDI Verlag, Düsseldorf, 2001.
- [KAU87] Kaufeld, M.: Hochgeschwindigkeitsfräsen und Fertigungsgenauigkeit dünnwandiger Werkstücke aus Leichtmetallguß, Dr.-Ing. Diss., Technische Hochschule Darmstadt, 1987.
- [KAW91] Kawashima, Y.; Itoh, K.; Ishida, T.; Nonaka, S.; Ejiri, K.: A flexible quantitative method for nc machining verification using a space-dividing based solid model, The visual computer, Vol. 7, 1991, S. 149-157.
- [KER11] Kersting, P.: Simulation und Analyse regenerativer Werkstückschwingungen bei der NC-Fräsbearbeitung von Freiformflächen, Dr.-Ing. Diss., Technische Universität Dortmund, 2011.
- [KIE54] Kienzle, O.: Einfluss der Wärmebehandlung von Stählen auf die Hauptschnittkraft beim Drehen, Stahl und Eisen, Jg. 74, 1954, S. 530-551.
- [KIS13] Homepage Fa. Kistler, Produktbeschreibung Kraftmessplattform 9257B, <http://www.kistler.com/de/de/product/force/9257B>, Abrufdatum: 11.03.13.
- [KIV03] Kivanc, E. B.; Budak, E.: Modeling Statics and Dynamics of Milling System Components, In: Proceedings of the 36<sup>th</sup> CIRP International Seminar on Manufacturing Systems, Saarbrücken, Germany, 2003.
- [KLI82] Kline, W. A.: The Prediction of Cutting Forces and Surface Accuracy for the End Milling Process, Ph.D. Thesis, University of Illinois at Urbana-Champaign, 1982.
- [KLI83] Kline, W. A.; DeVor, R.: The effect of runout on cutting geometry and forces in end milling, International Journal of Machine Tool Design and Research, Vol. 23, Iss. 2-3, 1983, S. 123-140.

- [KLO07] Klobasa, I.: Analytische Berechnung der Flankengestalt beim Nutenfräsen, Dr.-Ing. Diss., Leibniz Universität Hannover, 2007.
- [KNO00] Knobel, P. P.: Feinstfräsen - Fräsen mit Schleifqualität, Dr.-Ing. Diss., ETH Zürich, 2000.
- [KÖN97] König, W.; Klocke, F.: Fertigungsverfahren: Drehen, Fräsen, Bohren, VDI-Buch, 5. Auflage, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 1997.
- [KOR07] Korajda, B.: Steuerungstechnische Verfahren zur echtzeitfähigen Kompensation der Fräserabdrängung, Dr.-Ing. Diss., Universität Stuttgart, 2007.
- [KRA94] Kranich, G.: Prozesssicherung in der mechanischen Fertigung, Qualitäts- und Zuverlässigkeitsmanagement, Vieweg, Braunschweig, 1994.
- [KRO63] Kronenberg, M.: Grundzüge der Zerspanungslehre, Band 2: Mehrschneidige Zerspanung, Springer, Berlin Göttingen Heidelberg, 2. Auflage, 1963.
- [KRÜ13a] Krüger, M., Denkena, B.: Model-based identification of tool runout in end milling and estimation of surface roughness from measured cutting forces, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 65, Iss. 5-8, 2013, S.1067-1080.
- [KRÜ13b] Krüger, M., Denkena, B.: A model-based approach for monitoring of shape deviations in peripheral milling, International Journal of Advanced Manufacturing Technologies, Vol. 67, Iss. 9-12, S. 2537-2550.
- [LAG96] Lagarias, J. C.; Reeds, J. A.; Wright, M. H.; Wright, P. E.: Convergence Properties of the Nelder-Mead Simplex Algorithm in Low Dimensions, SIAM Journal of Optimization, Vol. 9, 1996, S. 112-147
- [LAN09] Lange, D.: Steigerung der Wirtschaftlichkeit durch integrierte Prozessüberwachungssysteme, In: Brecher, C. (Hrsg.): Seminar – Sichere und zuverlässige Fertigung durch Prozessüberwachung, Seminarunterlagen, Aachen, 29.-30. September 2009.
- [LIT11] Litwinski, K.M.: Sensorisches Spannsystem zur Überwachung von Zerspanprozessen in der Einzelteilmontage, Dr.-Ing. Diss., Leibniz Universität Hannover, 2011.
- [LOR12] Lorenzen, L.-E.: Entwicklung einer Methode zur intelligenten Arbeitsplanung, Dr.-Ing. Diss, Leibniz Universität Hannover, 2012.
- [LUK13] Lukas, W.-D.: Industrie 4.0, Vorwort zur Sonderausgabe, wt Werkstatt-technik online, Jg. 103, Nr. 2, Sonderheft INDUSTRIE 4.0, 2013, S.83.
- [OST12] Ostgathe, M.: System zur produktbasierten Steuerung von Abläufen in der auftragsbezogenen Fertigung und Montage, Dr.-Ing. Diss., Technische Universität München, 2012.

- [PAB08] Pabst, R.: Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung, Dr.-Ing. Diss., Universität Karlsruhe, 2008.
- [PER49] Perthen, J.: Prüfen und Messen der Oberflächengestalt, Carl Hanser Verlag, München, 1949.
- [PFE90] Pfeiffer, T.: Die Realisierung von Qualitätsregelkreisen – ein zentrales Moment der integrierten Qualitätssicherung , In: Wettbewerbsfaktor Produktionstechnik, Aachener Werkzeugmaschinen Kolloquium (AWK), VDI-Verlag Düsseldorf, 1990, S. 437-458.
- [QUI11] Quintana, G.; Garcia-Romeu, M.; Ciurana, J.: Surface roughness monitoring application based on artificial neural networks for ball-end milling operations, Journal of Intelligent Manufacturing, Vol. 22, Iss. 4, 2011, S. 607-617.
- [REH08] Rehling, S.: Technologische Erweiterung der Simulation von NC-Fertigungsprozessen, Dr.-Ing. Diss., Leibniz Universität Hannover, 2008.
- [REI07] Reinhart, G.; Ostgathe, M.; Wiesbeck, M: Einführungsstrategien für RFID in produzierenden Unternehmen, In: Zäh, M. F. (Hrsg.): RFID in der Produktion: Wertschöpfung effizient gestalten, UTZ, 2007, S. 1-22.
- [REI11a] Reinhart, G.; Geiger, F.: Adaptive Maschinenbelungsplanung auf Basis produktpezifischer Entstehungsdaten, ZWF – Zeitschrift für den Wirtschaftlichen Fabrikbetrieb, Jg. 106, H. 6, 2011, S. 428-432.
- [REI11b] Reinhart, G.; Engelhardt, P.; Geiger, F.; Genc, E.; Mari, Z.; Niehues, M.; Ostgathe, M.; Philipp, T.: Sensorgestützte Produktionsplanung und -steuerung, Productivity Management, Vol. 16, Nr. 5, 2011, S. 17-20.
- [REI13] Reinhart, G.; Engelhardt, P.; Geiger, F.; Philipp, T.; Wahlste, W.; Zühlke, D.; Schlick, J.; Becker, T.; Löckelt, M.; Pirvu, B.; Stephan, P.; Hodek, S.; Scholz-Reiter, B.; Thoben, K.; Gorltd, C.; Hribernik, K.; Lappe, D.; Veigt, M.: Cyber-Physische Produktionssysteme, wt Werkstattstechnik online, Jg. 103, Nr. 2, Sonderheft INDUSTRIE 4.0, 2013, S. 84-89.
- [REU01] Reuber, M.: Prozessüberwachung beim Schlichtfräsen von Freiformflächen, Dr.-Ing. Diss., RWTH Aachen, Shaker Verlag, 2001.
- [SAG03] Saglam, H.; Unuvar, A.: Tool condition monitoring in milling based on cutting forces by a neural network, International Journal of Production Research, Vol. 41, Iss. 7, 2003, S. 1519-1532.
- [SCH74] Schröder, K.-H.: Ursachen der Fertigungsungenauigkeiten und deren Auswirkung beim Schafffräsen, Dr.-Ing. Diss., RWTH Aachen, 1974.
- [SCH97] Schwab, J.: Kompensation der Fräserabdrängung beim Schlichten von Hohlformen, Dr.-Ing. Diss., Universität Hannover, 1997.

- [SCH02] Schultz, A.: Methode zur integrierten ökologischen und ökonomischen Bewertung von Produktionsprozessen und -technologien, Dr.-Ing. Diss., Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2002.
- [SCH07] Schmitz, T. L.; Couey, J.; Marsh, E.; Mauntler, N.; Hughes, D.: Runout effects in milling: Surface finish, surface location error, and stability, Tehran International Congress on Manufacturing Engineering (TICME 2005), 12<sup>th</sup>-15<sup>th</sup> December 2005, Tehran, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 47, Iss. 5, 2007, S. 841-851.
- [SCH09] Schlipf, M.: Statistische Prozessregelung von Fertigungs- und Messprozess zur Erreichung einer variabilitätsarmen Produktion mikromechanischer Bauteile, Dr.-Ing. Diss., Universität Karlsruhe, 2009.
- [SCH11] Schmidt, C.: Einflussgrößensensitive Simulation und Überwachung von Fräsprozessen, Dr.-Ing. Diss., Leibniz Universität Hannover, 2011.
- [SEL03] Selle, J.: Technologiebasierte Fehlerkorrektur für das NC-Schlichtfräsen, Dr.-Ing. Diss., Universität Hannover, 2003.
- [SEL12] Sellmeier, V.: Über den Einfluss der Werkzeuggestalt auf die dynamische Stabilität des Fräsprozesses, Dr.-Ing. Diss., Leibniz Universität Hannover, 2012.
- [SPU96] Spur, G.: Die Genauigkeit von Maschinen: Eine Konstruktionslehre, Carl Hanser Verlag, München Wien, 1996.
- [STA06] Stautner, M.: Simulation und Optimierung der mehrachsigen Fräsbearbeitung, Dr.-Ing. Diss., Technische Universität Dortmund, 2006.
- [SUR05] Surmann, T.: Geometrisch-physikalische Simulation der Prozess-dynamik für das fünfachsiges Fräsen von Freiformflächen, Dr.-Ing. Diss., Technische Universität Dortmund, 2005
- [TAY07] Taylor, F. W.: On the Art of Cutting Metals, Transactions of the ASME, Vol. 28, 1907, S. 28-279.
- [TET10] Teti, R.; Jemielniak, K.; O'Donnell, G.; Dornfeld, D.: Advanced monitoring of machining operations, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 59, Iss. 2, 2010, S. 717-739.
- [TOE02] Inasaki, I.; Karpuschewski, B.; Tönshoff, H. K.: Sensors for Process Monitoring: Cutting Processes, In: Tönshoff, H. K.; Inasaki, I.: Sensors in Manufacturing, Wiley-VCH Verlag GmbH, Vol. 1, 2002, S. 203-235.
- [UHL99] Uhlmann, E.; Fries, E.: Intelligent process monitoring, Production Engineering - Research and Development, Vol. 6, Iss. 2, 1999, S. 25-28.
- [UHL13] Uhlmann, E.; Hohwieler, E.; Kraft, M.: Selbstorganisierende Produktion mit verteilter Intelligenz, wt Werkstattstechnik online, Jg. 103, Nr. 2, Sonderheft INDUSTRIE 4.0, 2013, S.114-117.

- [VIC56] Victor, H.: Beitrag zur Kenntnis der Schnittkräfte beim Drehen, Hobeln und Bohren, Dr.-Ing. Diss., Technische Hochschule Hannover, 1956.
- [WAN03] Wang, J.; Zheng, C. M.: Identification of cutter offset in end milling without a prior knowledge of cutting coefficients, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 43, Iss. 7, 2003, S. 687-697.
- [WAN09] Wan, M.; Zhang, W.-H.; Dang, J.-W.; Yang, Y.: New procedures for calibration of instantaneous cutting force coefficients and cutter runout parameters in peripheral milling, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 49, Iss. 14, 2009, S. 1144-1151.
- [WEC06a] Weck, M.; Brecher, C.: Werkzeugmaschinen 5: Messtechnische Untersuchung und Beurteilung, dynamische Stabilität, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2006.
- [WEC06b] Weck, M.; Brecher, C.: Werkzeugmaschinen 3: Mechatronische Systeme, Vorschubantriebe, Prozessdiagnose, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2006.
- [WEI03] Weinert, K.; Surmann, T.: Geometric Simulation of the Milling Process for Free Formed Surfaces. In: Weinert, K. (Hrsg.): Simulation Aided Offline Process Design and Optimization in Manufacturing Sculptured Surfaces, Witten Bommerholz, 2003, S. 21-30.
- [WIE07] Wiendahl, H.-P.; ElMaraghy H. A.; Nyhuis, P.; Zäh, M. F.; Wiendahl, H.-H.; Duffie, N.; Brieke, M.: Changeable manufacturing - classification, design and operation, Annals of the CIRP, Vol. 56, Iss. 2, 2007, S. 783-809.
- [WIL08] Will, J.C.: Adaptronische Spindeleinheit zur Abdrängungs- und Schwingungskompensation in Fräsprozessen, Dr.-Ing. Diss., Leibniz Universität Hannover, 2008.
- [YOH13] Yohannes, B.: Industrielle Prozessüberwachung für die Kleinserienfertigung, Dr.-Ing. Diss., Leibniz Universität Hannover, 2013.
- [ZAB03] Zabel, A.: Simulationsgestützte Vorhersage des Verschleißverhaltens von Fräs Werkzeugen beim Fräsen von Freiformflächen, Dr.-Ing. Diss., Technische Universität Dortmund, 2003.
- [ZAB10] Zabel, A.: Prozesssimulation in der Zerspanung - Modellierung von Dreh- und Fräsprozessen, Habilitationsschrift, Vulkan Verlag Essen, 2010.
- [ZHU03] Zhu, R.; DeVor, R. E.; Kapoor, S. G.: A Model-Based Monitoring and Fault Diagnosis Methodology for Free-Form Surface Machining, Process Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 125, Iss. 3, 2003, S. 397-404.

## 11 Anhang

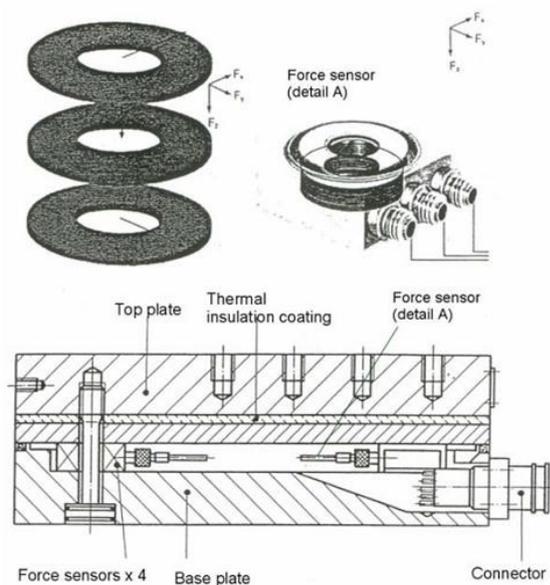
### 11.1 Messprotokoll des Versuchswerkzeugs

	Durchmesser	[mm]	Winkel	[°]
	Durchmesser $D_1$	19,932	Spiralwinkel $\gamma_s$	29,98
	Durchmesser $D_2$	19,935		
	Durchmesser $D_3$	19,994		
	Radius $R_{11}$	9,957	Teilung $T_1$	89,97
	Radius $R_{12}$	9,971	Teilung $T_2$	89,98
	Radius $R_{13}$	9,974	Teilung $T_3$	90,00
	Radius $R_{14}$	9,960	Teilung $T_4$	90,04
	Rundlauffehler $t_{r1}$	0,019	Teil. Fehler $t_{T1}$	-0,03
	Rundlauffehler $t_{r2}$	0,015	Teil. Fehler $t_{T2}$	-0,02
	Rundlauffehler $t_{r3}$	0,004	Teil. Fehler $t_{T3}$	0,00
			Teil. Fehler $t_{T4}$	0,04
Werkzeug Garant 202800-20, Wz-Halter Garant 307512-20				

### 11.2 Verwendete Messmittel

Kistler Mehrkomponenten-Kraftmessplatte Typ 9257 B

Messbereich:  $F_x, F_y = \pm 5 \text{ kN}$ ,  
 $F_z = -5 \dots 10 \text{ kN}$



**Bild 11.1:** Kistler Kraftmessplattform, Aufbau der Kraftmessplattform und Aufbau des Kraftsensors [KIS13]

<b>Kraftmessplattform Kistler 9257 B</b>	<b>Ladungsverstärker Kistler 5070 A</b>	<b>dSpace-Messkarte DS 1103</b>
		
Linearitätsfehler: $\leq \pm 1\%$	Fehler: $\leq \pm 1\%$	Auflösung: $\leq \pm 0,0015\%$
Hysterese: $\leq 0,5\%$	Drift: $\leq \pm 0,0111\%$	Offset: $\leq \pm 0,05\%$
Übersprechen: $\leq \pm 2\%$	Nullpunktfehler: $\leq \pm 0,1\%$	Gain-Fehler: $\leq \pm 0,25\%$
-	-	Signal-Rausch-Verhältnis: 0,071%

**Bild 11.2:** Fehlertabelle der Messkette zur Kraftmessung



**Metris/Nikon Metrology  
3D Laserscanner LC 60 D**

Streifenbreite:	60 mm
Auflösung:	60 $\mu\text{m}$
Max. Aufnahme­rate:	75.000 Pkt/s
Messabstand:	80 mm
Messbereich:	60x60 mm
Gewicht:	230 g
Genauigkeit Laserscanner:	15 $\mu\text{m}$
Gesamtgenauigkeit: (inkl. Messarm)	$\pm 30 \mu\text{m}$
Software:	Focus Scan, Focus Inspection, Focus RE

**Bild 11.3:** Digitaler 3D Laserscanner der Fa. Nikon Metrology (ehemals Metris)

### 11.3 Frequenzgang der Kraftmesskette

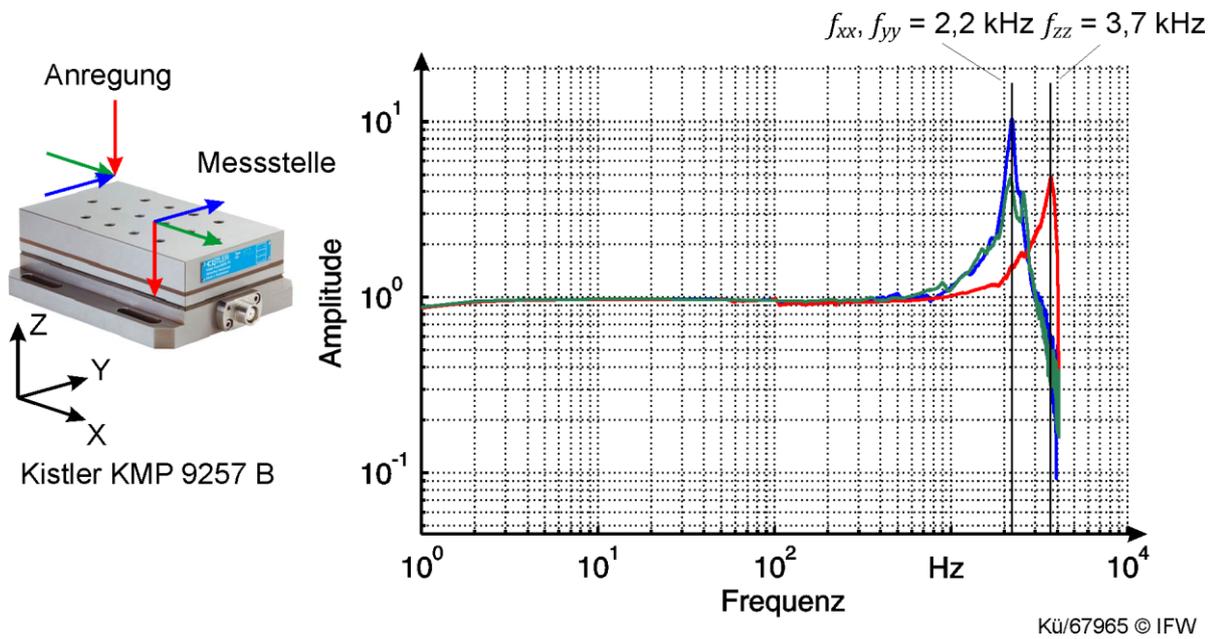


Bild 11.4: Gemessener Frequenzgang der Kraftmesskette aus Bild 11.2

### 11.4 Verfahren zur Identifikation der Zahnengriffe aus Prozesskräften

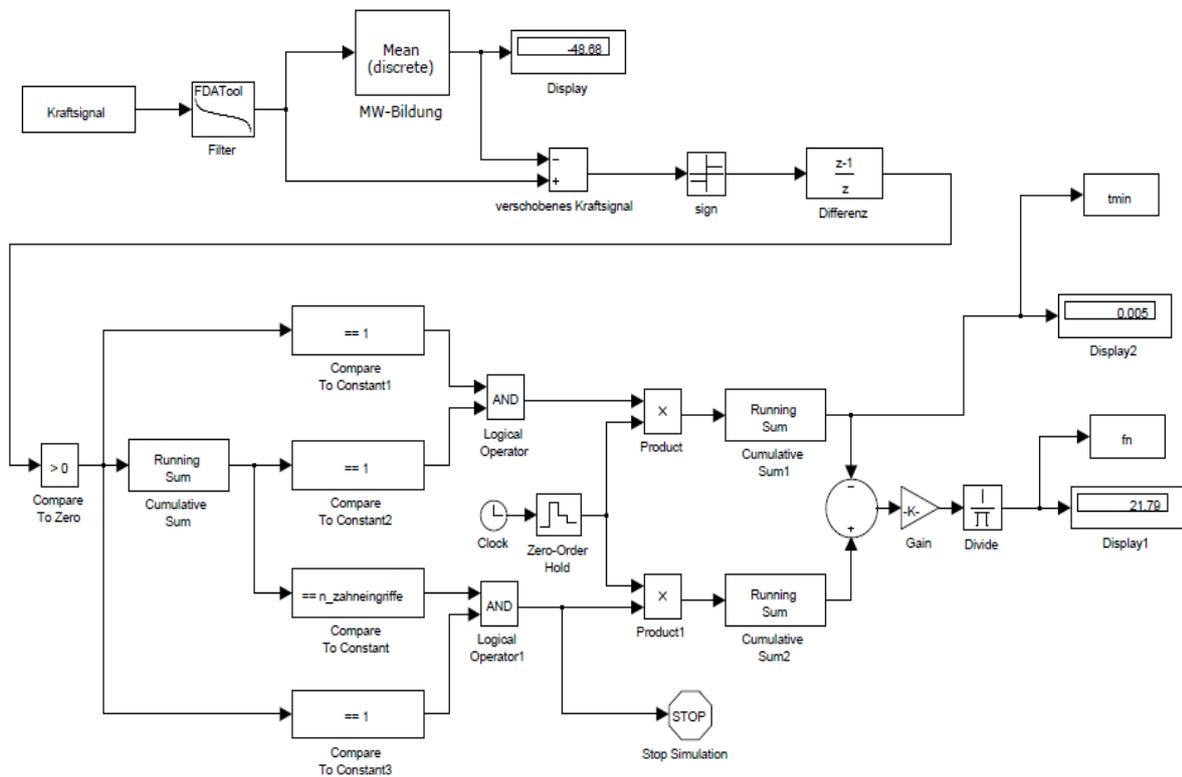
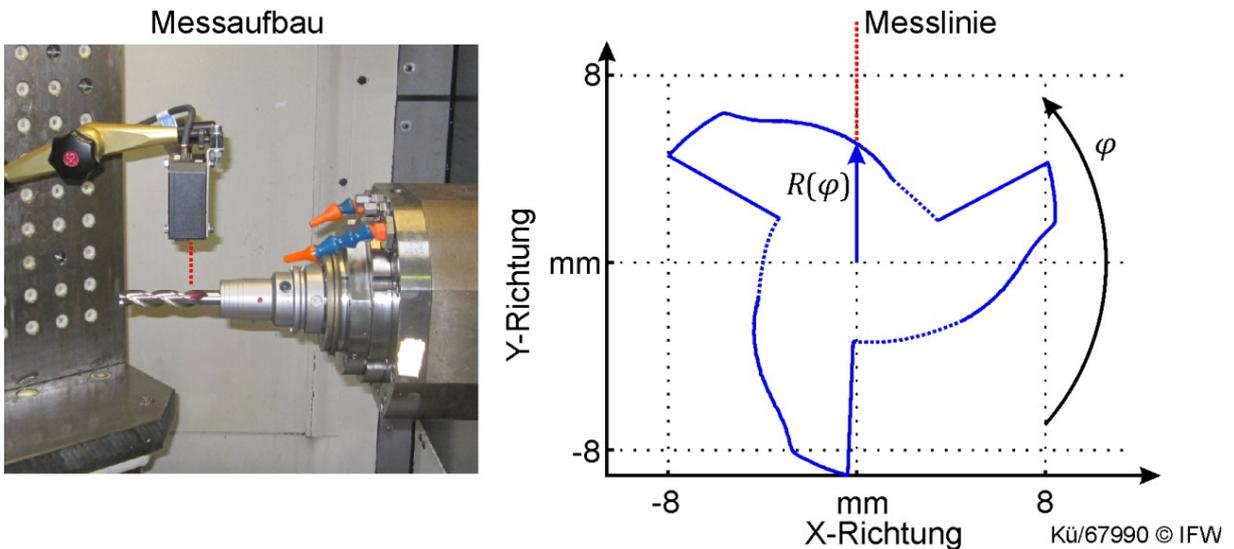


Bild 11.5: Simulink-Modell zur Phasen- und Drehzahlbestimmung

### 11.5 Messung der Rundlaufparameter in der Werkzeugmaschine

Um den Rundlauffehler am Werkzeug in der Werkzeugmaschine zu bestimmen, wurde der in Bild 11.6 abgebildete Messaufbau entwickelt. Hierbei wird die Werkzeugschneide von einem Laser-Triangulationssensor über eine Werkzeugumdrehung abgetastet. Stellt man die Messwerte als Kreisfunktion dar, entsteht die in Bild 11.6 rechts abgebildete Werkzeugkontur.

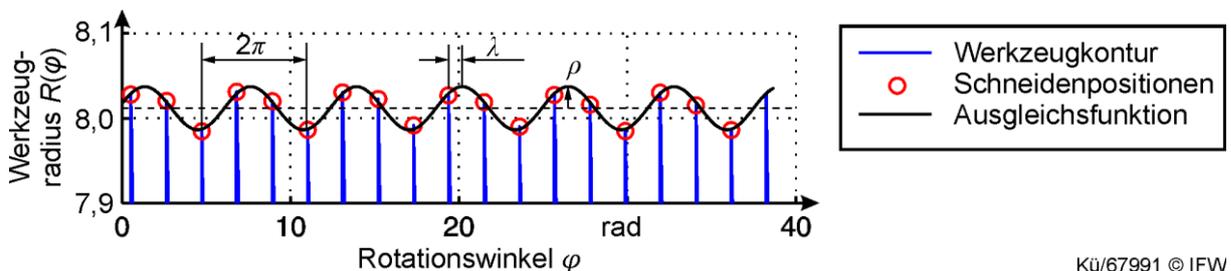


**Bild 11.6:** Messaufbau zur Bestimmung der Werkzeugrundlaufparameter

Zur Bestimmung der Rundlauffehlerparameter wurden die Schneidenpositionen aus der gemessenen Werkzeugkontur ermittelt und durch eine Sinus-Funktion approximiert. Dabei wurde die folgende Ausgleichsfunktion verwendet:

$$A_{\sin}(\varphi) = \rho \cdot \sin(\varphi + \lambda) + R_0 \quad (11.1)$$

Über ein Fitting-Verfahren können damit die Parameter Rundlauffehlerbetrag  $\rho$ , Rundlauffehlerlage  $\lambda$  für einen gegebenen Werkzeugradius  $R_0$  bestimmt werden. Das Ergebnis der Identifikation ist im folgenden Bild 11.7 dargestellt.



**Bild 11.7:** Identifikation der Rundlaufparameter aus der Werkzeugkontur

Mit dem Messverfahren wurde ein Rundlauffehler des Fräswerkzeugs von  $\rho = 10 \mu\text{m}$  und  $\lambda = 37^\circ$  identifiziert.

11.6 Technische Dokumente Radträger

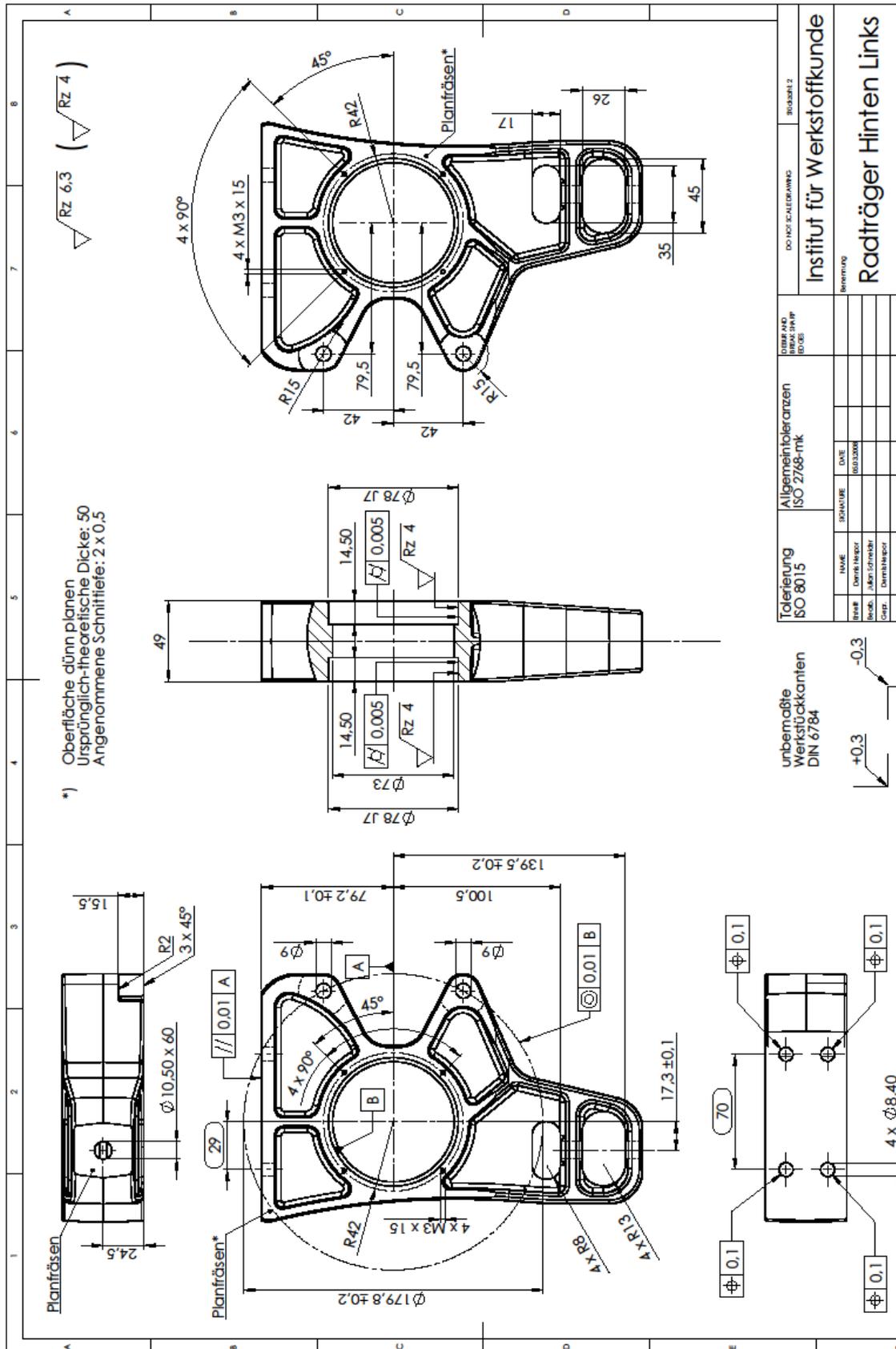


Bild 11.8: Technische Zeichnung des Radträgers

## Lebenslauf

### Persönliche Daten

Name	Max Krüger
Geburtsdatum	03.01.1985
Geburtsort	Siegburg

### Berufstätigkeiten

09/2008 – 9/2014	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen (IFW) der Leibniz Universität Hannover, Abteilung CA-Anwendungen in der Produktion
02/2007 – 07/2007	Praxissemester am Fraunhofer Institut für Produktionstechnologie (IPT) der RWTH Aachen, Bereich Ultrapräzisionsmaschinen
03/2005 – 02/2008	Studentische Hilfskraft an der Fachhochschule Bonn-Rhein-Sieg, St. Augustin

### Ausbildung und Studium

09/2004 -08/2008	Fachhochschule Bonn-Rhein-Sieg, St. Augustin, Studium Maschinenbau/Mechatronik, Abschluss: Diplom Ingenieur Maschinenbau (FH)
08/2001 – 07/2004	EMITEC Gesellschaft für Emissionstechnologie mbH Lohmar, Ausbildung zum Industriemechaniker (Maschinen- und Systemtechnik)
08/2001 – 07/2003	GKN Walterscheid, Lohmar, Grundausbildung Metall und fachspezifische Lehrgänge

### Schulbildung

01/2003 – 07/2004	Berufskolleg Hennef, Abendgymnasium, Fachhochschulreife Metall
09/2001 – 07/2004	Berufskolleg Hennef, Berufsschulabschluss
09/1995 – 08/2001	Realschule Lohmar, Fachoberschulreife