

# **Zerspansimulationen für die Werkzeugkonstruktion und Prozessauslegung beim Fräsen**

von Diplom-Ingenieur  
Alexander Marc Mattes  
aus Tübingen

von der Fakultät V – Verkehrs- und Maschinensysteme  
der Technischen Universität Berlin  
zur Erlangung des akademischen Grades  
Doktor der Ingenieurwissenschaften  
– Dr.-Ing. –

Promotionsausschuss:

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Utz von Wagner  
Gutachter: Prof. Dr. h. c. Dr.-Ing. Eckart Uhlmann  
Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Dirk Biermann  
Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 8. September 2008

Berlin 2008  
D83



## Herausgebervorwort

Zur Ausschöpfung des fertigungstechnologischen Potenzials durch die Hochleistungszerspanung, High Performance Cutting – HPC, hat sich die Simulation von Zerspanungsprozessen in den letzten Jahren etabliert. Zwei Gründe sprechen für Simulationsverfahren. Einerseits kann die Leistungsfähigkeit des Werkzeugs in Abhängigkeit seiner Beanspruchung gesteigert, andererseits die Prozessauslegung durch Reduzierung der Bearbeitungszeit und die Gewährleistung hinreichender Prozesssicherheit positiv beeinflusst werden. Dabei bieten sowohl auf empirisch-analytischen Gleichungen basierende Ansätze als auch mit numerischen Verfahren wie der Finite Elemente Methode (FEM) realisierte Zerspanungssimulationen je nach Anwendungsfall entscheidende Vorteile.

Das Ziel liegt in der Weiterentwicklung der Zerspanungssimulation für den bedarfsgerechten Einsatz beim Werkzeughersteller sowie in der spanenden Fertigung. Wegen der unterschiedlichen Anforderungen der beiden Nutzergruppen werden zwei verschiedene Richtungen verfolgt: die FEM-Zerspanungssimulation und die technologische Simulation von NC-Werkzeugbahnen.

Als Ergebnis wurde ein zweidimensionales FEM-Modell zur Simulation des Fräsens mit großer Eingriffsbreite entwickelt, um die Spanbildung bei den hier vorliegenden langen Zerspanungswegen abzubilden. Die automatische Modellierung und Ergebnisausgabe sowie die Anpassung des Modellausschnitts gewährleiten dabei signifikant verringerte Berechnungszeiten. Zudem werden die Ergebnisgüte und die Stabilität der Simulation erhöht.

Daneben wurde ein Modell für die Prozesssimulation auf Basis der empirisch-analytischen Berechnung von Schnittkraft und Schneidentemperatur zur Abbildung der Werkzeugbeanspruchung realisiert. Mit dem entwickelten Modell lässt sich die Vorschubgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Eingriffsverhältnisse und der zulässigen Grenzlasten des Werkzeugs anpassen sowie eine Verschleißprognose abgeben. Die Verschleißprognose erlaubt eine Berechnung des Werkzeugverschleißes mit einer für die Zerspanungspraxis sehr guten Fehlertoleranz.

Die Erkenntnisse sollen dazu beitragen, den breiten Simulationseinsatz voranzutreiben, indem notwendige Weiterentwicklungen der bisherigen Ansätze aufgezeigt werden, die aus den Anforderungen der Industrie resultieren.



## Autorenvorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer-Institut für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik (IPK) in Berlin.

Dem Institutsleiter, Herrn Professor Dr. h. c. Dr.-Ing. Eckart Uhlmann, gilt mein besonderer Dank für seine wohlwollende Unterstützung und seine Förderung, mit denen er diese Arbeit begleitet hat. Herrn Professor Dr.-Ing. Dirk Biermann, dem Leiter des Instituts für Spanende Fertigung der Technischen Universität Dortmund, danke ich für die Übernahme eines Korreferats und das der Arbeit entgegengebrachte Interesse. Herrn Professor Dr.-Ing. Utz von Wagner, dem Leiter des Fachgebiets Mechatronische Maschinendynamik am Institut für Mechanik der Technischen Universität Berlin, gebührt Dank für die Übernahme des Vorsitzes im Promotionsausschuss.

Für die Bereitstellung des Simulationsprogramms *NCspeed* und die Beratung hinsichtlich der Bedienung möchte ich Herrn Dr. Joachim Friedhoff von FORMTEC danken. Weiterhin gilt mein Dank Herrn Michael Fiderer von Kistler-IGeL für die kompetente Betreuung bei der Anwendung des Simulationsprogramms *DEFORM*.

Meinen ehemaligen studentischen Mitarbeitern und Praktikanten Robert Gerstenberger, Stefan Oginski, Jan Mewis, Marco Schlimper, Yu Sun, Btissam Bensalah und Paul Schüler möchte ich für ihren stets engagierten und gewissenhaften Einsatz danken, der maßgeblich zum Entstehen dieser Arbeit beigetragen hat. Frau Dr. Katja Furthmann, Herrn Matthias Graf von der Schulenburg und Herrn Boris Gieseler gebührt Dank für die Durchsicht des Manuskripts.

Stellvertretend für alle administrativen und technischen Mitarbeiter des IPK und IWF bedanke ich mich bei Herrn Wolf Baumgart, Frau Margret Niessen-Janke, Frau Heike Krieger, Herrn Dr. Jörg Bold, Herrn Jens Püschel und Herrn Reinhard Preiß für ihre Unterstützung. Nicht zuletzt die freundschaftliche und kreative Atmosphäre im Fachgebiet Fertigungstechnik hat ebenfalls zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen. Insbesondere möchte ich mich bei den Herren Ralph Zettler, Dr. Edgar Fries, Dr. Mark Krieg, Jens König, Philip Elsner, Stefan Herter, Vanja Mihotovic und Martin Röder für den fachlichen und freundschaftlichen Gedankenaustausch bedanken.

Meine Freude über den Erfolg dieser Arbeit teile ich außerdem mit meinen Eltern und meiner Schwester, denen ich für die Unterstützung während meiner gesamten Ausbildung sowie das entgegengebrachte Vertrauen danke.

Berlin, September 2008

Alexander Marc Mattes



# Zerspanungsansätze für die Werkzeug- konstruktion und Prozessauslegung beim Fräsen

<b>Formelzeichen und Abkürzungen .....</b>	<b>III</b>
<b>1 Einleitung.....</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Technik.....</b>	<b>4</b>
2.1 Modellierungsansätze für die Simulation von Zerspanprozessen.....	4
2.2 FEM-Spanbildungssimulation .....	6
2.3 Einsatz der FEM-Spanbildungssimulation in der Zerspanwerkzeugindustrie .....	20
2.4 Prozesssimulation .....	20
2.5 Grundlagen der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide.....	30
2.5.1 Spanungsgrößen und Geschwindigkeiten .....	30
2.5.2 Belastungen am Schneidteil .....	32
<b>3 Zielstellung und Vorgehensweise .....</b>	<b>37</b>
<b>4 Definition der Modellausschnittsgröße unter Berücksichtigung der Berechnungsgüte .....</b>	<b>40</b>
4.1 Auswirkung der Längenänderung eines Modellausschnitts auf das Simulationsergebnis.....	41
4.2 Modellausschnittsgröße für die Drehsimulation .....	43
4.2.1 Maßgebliche geometrische Abmessungen .....	43
4.2.2 Minimal erforderliche Werkstücklänge in Abhängigkeit der Spanungsdicke.....	44
4.2.3 Minimal erforderliche Werkstückhöhe in Abhängigkeit der Spanungsdicke .....	59
4.2.4 Auswirkungen des Spanwinkels auf das Simulationsergebnis .....	62
4.3 Modellausschnittsgröße für die Frässimulation.....	64
4.3.1 Minimal erforderliche Werkstücklänge in Abhängigkeit des Zahnvorschubs .....	67
4.3.2 Auswirkungen des Spanwinkels auf das Simulationsergebnis .....	73
4.3.3 Minimal erforderliche Werkstückhöhe in Abhängigkeit des Zahnvorschubs.....	75
<b>5 Vorgehensweise zur Automatisierung des Simulationslaufs.....</b>	<b>78</b>
5.1 Automatisierung des Preprocessings .....	78
5.1.1 Ziele und Aufgaben der Automatisierung.....	78
5.1.2 Voraussetzungen seitens <i>DEFORM-2D</i> .....	79
5.1.3 Automatisierter Ablauf des Preprocessings .....	80
5.2 Automatisierung des Postprocessings .....	88
5.3 Automatische Anpassung des Modellausschnitts.....	89
5.3.1 Ziele und Aufgaben der Anpassung.....	89
5.3.2 Voraussetzungen seitens <i>DEFORM-2D</i> .....	90

5.3.3	Automatischer Ablauf der Modellanpassung .....	90
5.4	Steuerung der Simulation .....	98
<b>6</b>	<b>Vorschubanpassung und Verschleißvorhersage .....</b>	<b>100</b>
6.1	Ausarbeitung des Konzepts für die Technologieintegration.....	100
6.1.1	Ablaufschema des Simulationsprogramms.....	100
6.1.2	Bestimmung der maßgeblichen Einflussgrößen auf die Zerspankraft .....	101
6.1.3	Bestimmung der maßgeblichen Einflussgrößen auf die Schneidentemperatur .....	105
6.1.4	Anwendung von differentiellen Modellen für die Verschleißvorhersage .....	109
6.1.5	Bestimmung der maßgeblichen Einflussgrößen auf den Werkzeugverschleiß.....	111
6.2	Einsatz des Simulationsmodells in Zerspanversuchen.....	113
6.2.1	Bereichseinteilung am Werkzeug und Festlegung der Grenzbeanspruchungen....	114
6.2.2	Festlegung der Konstanten für die Zerspankraftberechnung.....	117
6.2.3	Festlegung der Konstanten für die Berechnung der Schneidentemperatur.....	118
6.2.4	Festlegung der Konstanten für das Verschleißmodell .....	120
6.3	Hauptprogramm für die Vorschub- und Verschleißsimulation .....	120
6.3.1	Dateneingabe und Datenausgabe .....	121
6.3.2	Vervollständigung des Verschleißmodells .....	121
6.3.3	Steigerung der Genauigkeit des Verschleißmodells .....	123
6.4	Vorbereitung der Zerspanversuche für die Verifikation der Simulation.....	126
6.4.1	Gewählte Werkstückgeometrie und Bearbeitungsstrategie .....	126
6.4.2	Bestimmung der Eingriffsverhältnisse am Versuchswerkstück.....	128
6.5	Generierung des NC-Programms aus der Simulation .....	130
6.5.1	Anwendung des Simulationsprogramms .....	130
6.5.2	Erstellung der NC-Programme.....	132
6.5.3	Auswertung der NC-Programme.....	133
6.6	Durchführung der Zerspanversuche für die Verifikation der Simulation .....	135
6.7	Vergleich der Ergebnisse aus Simulationen und Zerspanversuchen .....	137
6.7.1	Fräsen des Werkstückwerkstoffs C45 .....	137
6.7.2	Fräsen des Werkstückwerkstoffs Inconel 718 .....	139
6.8	Bewertung.....	141
<b>7</b>	<b>Überprüfung der FEM-Modelle und Bestimmung von Eingangsgrößen für die Prozesssimulation .....</b>	<b>142</b>
7.1	Ergebnisse der Überprüfung der FEM-Modelle .....	142
7.1.1	Modell für die Drehsimulation .....	142
7.1.2	Modell für die Frässimulation .....	145
7.2	Anwendung der FEM-Simulation für die Bestimmung des Verfahrenskorrekturfaktors der Prozesssimulation .....	147
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung .....</b>	<b>149</b>
<b>9</b>	<b>Literatur.....</b>	<b>151</b>

# Formelzeichen und Abkürzungen

## Lateinische Formelzeichen

$A$	$\text{mm}^2$	Spanungsquerschnitt
$A_W$	$\text{mm}^3$	Flächeninhalt der Wärmeübergangsfläche
$A_{WV}$	$\text{mm}^3 \cdot \text{min} (\text{s} \cdot \text{N} \cdot \text{m})^{-1}$	Spezifische Werkzeugkonstante nach USUI
$B_{WV}$	$^\circ\text{C}$	Spezifische Werkstückwerkstoffkonstante nach USUI
$C_1$		Konstante zur Lösung der Differentialgleichung
$C_2$		Konstante zur Lösung der Differentialgleichung
$C_W$	$\text{J} \cdot (\text{s} \cdot \text{K})^{-1}$	Wärmeübertragungskonstante
$D$	$\text{mm}$	Durchmesser
$D_m$	$\text{mm}$	mittlerer Durchmesser des Kugelkopfräasers
$D_{m,\text{Segment}}$	$\text{mm}$	mittlerer Segmentdurchmesser des Kugelkopfräasers
$F$	$\text{N}$	Zerspankraft
$F_a$	$\text{N}$	Aktivkraft
$F_c$	$\text{N}$	Schnittkraft
$F_{c,\text{max}}$	$\text{N}$	maximale Schnittkraft
$F_{cm}$	$\text{N}$	mittlere Schnittkraft
$F_{cN}$	$\text{N}$	Schnittnormalkraft
$F_{cN,\text{max}}$	$\text{N}$	maximale Schnittnormalkraft
$F_f$	$\text{N}$	Vorschubkraft
$F_{\text{ges,max}}$	$\text{N}$	Summe der maximalen Zerspankräfte
$F_{kN}$	$\text{N}$	Normalkraft zur Hauptschneide
$F_{\text{max}}$	$\text{N}$	maximale Zerspankraft
$F_p$	$\text{N}$	Passivkraft
$F_{x,\text{max}}$	$\text{N}$	maximale Zerspankraft in Richtung der x-Koordinate
$F_{y,\text{max}}$	$\text{N}$	Maximale Zerspankraft in Richtung der y-Koordinate
$H$	$\text{mm}$	Werkstückhöhe
$I_{\text{polar}}$	$\text{mm}^4$	polares Flächenträgheitsmoment
$K_B$	$\text{mm}$	Kolkbreite
$K_{BS}$		Korrekturfaktor für die Beschichtung
$K_\gamma$		Korrekturfaktor für den Spanwinkel
$K_{vc}$		Korrekturfaktor für die Schnittgeschwindigkeit
$K_{vcN}$		Korrekturfaktor für die Schnittgeschw. (Schnittnormalkraft)

$K_{vcWV}$		Korrekturfaktor für die Schnittgeschwindigkeit bei der Verschleißbestimmung
$K_{Ver}$		Korrekturfaktor für das Fertigungsverfahren
$K_{WS}$		Korrekturfaktor für den Werkstoff
$K_{WV}$		Korrekturfaktor für den Werkzeugverschleiß
$L$	mm	Länge des Zugstabes bzw. des Werkstückmodells
$L^*$	mm	verbleibende Länge des Werkstückmodells
$L_{Bogen}$	mm	Bogenlänge des Werkstückmodells
$M_{b,max}$	Nm	Maximales Biegemoment
$P_{Schnitt}$	$J \cdot s^{-1}$	Schnittleistung
$Q$	J	gespeicherte Wärme
$\dot{Q}$	$J \cdot s^{-1}$	thermische Leistung
$\dot{Q}_{Eingang}$	$J \cdot s^{-1}$	aufgenommene thermische Leistung
$\dot{Q}_{Ausgang}$	$J \cdot s^{-1}$	abgegebene thermische Leistung
$R$	mm	Radius
$R_W$	mm	Eckenradius des Versuchswerkstücks
$S$		Sicherheitsfaktor
$VB_{Berechnung}$	mm	Verschleißmarkenbreite für Berechnung
$VB_m$	mm	mittlere Verschleißmarkenbreite
$a_0$		Polynomansatz der partikulären Lösung
$a_e$	mm	Arbeitseingriff
$a_p$	mm	Schnitttiefe
$a_{pA}$	mm	obere Grenze der Schnitttiefe (Anfang)
$a_{pE}$	mm	untere Grenze der Schnitttiefe (Ende)
$b$	mm	Spannungsbreite
$c$	$J \cdot (kg \cdot K)^{-1}$	spezifische Wärmekapazität
$dW/dt$	mm/s	Verschleißrate pro Zeit
$f$	mm	Vorschub
$f_z$	mm	Zahnvorschub
$geo_{offset}$	°	Vorschubrichtungswinkel des Frässimulationsstarts
$h$	mm	Spannungsdicke
$h^*$	mm	Überhöhung
$h_{ch}$	mm	Spandicke
$h_m$	mm	mittlere Spannungsdicke

$h_{\max}$	mm	Maximale Spannungsdicke
$h_{\text{Segment}}$	mm	Höhe eines Segments des Kugelkopffräasers
$i$		Laufvariable
$k_{c1.1}$	$\text{N} \cdot \text{mm}^{-2}$	Hauptwert der spezifischen Schnittkraft
$k_{cN1.1}$	$\text{N} \cdot \text{mm}^{-3}$	Hauptwert der spezifischen Schnittnormalkraft
$k_{f1.1}$	$\text{N} \cdot \text{mm}^{-4}$	Hauptwert der spezifischen Schnittkraft in Vorschubrichtung
$l_A$	mm	Ausraglänge des Werkzeugs
$l_c$	mm	Schnittweg
$l_f$	m	Vorschubweg
$l_{\text{Linie}}$	mm	Abstand zwischen Randpunkt und nächstem Punkt der Grenzlinie
$l_{\text{Rand}}$	mm	Abstand des Randpunktes zum Nullpunkt des ortsfesten Koordinatensystems
$m$	kg	Masse
$m_c$		Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft
$m_{cN}$		Anstiegswert der spezifischen Schnittnormalkraft
$n$	$1 \cdot \text{min}^{-1}$	Drehzahl
$n_x$		x-Koordinate des Vektors $n$
$n_y$		y-Koordinate des Vektors $n$
$p_h^*$	%	auf Spannungsdicke bezogene Werkstücküberhöhung
$r_\beta$	mm	Schneidkantenradius
$s_{\text{Fräuser}}$	mm	Bereichslänge der Werkzeugbahn
$t$	ms, $\mu\text{s}$	Simulationszeit
$t_E$	s	Eingriffszeit des Werkzeugs
$t_H$	min	Hauptzeit
$\Delta t$	s	Zeitinkrement
$v$	$\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$	Geschwindigkeit
$v_c$	$\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$	Schnittgeschwindigkeit
$v_{c,\text{Segment}}$	$\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$	Schnittgeschwindigkeit eines Segments
$v_e$	$\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$	Wirkgeschwindigkeit
$v_f$	$\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$	Vorschubgeschwindigkeit
$v_s$	$\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$	Relativgeschwindigkeit des Spans zur betrachteten Fläche
$x(j)$		Koordinatengleichung der Schneidenspitze
$y(j)$		Koordinatengleichung der Schneidenspitze
$z$		Schneidenzahl
$z_E$		im Eingriff befindliche Schneidenzahl

## Griechische Formelzeichen

$\alpha$	°	Freiwinkel
$\alpha_W$		Wärmeübergangskoeffizient
$\varepsilon$		Dehnung
$\varepsilon_V$		Vergleichsdehnung
$\Phi$	°	Scherwinkel
$\gamma$	°	Spanwinkel
$\eta$	°	Wirkrichtungswinkel
$\vartheta$	°C	Temperatur
$\vartheta_{\text{Schneide}}$	°C	Temperatur in der Schneide
$\vartheta_{\text{Schneide,zul}}$	°C	zulässige Schneidentemperatur
$\vartheta_U$	°C	Umgebungstemperatur
$\kappa_r$	°	Einstellwinkel
$\kappa'_r$	°	Einstellwinkel der Nebenschneide
$\lambda$	$\text{W} \cdot \text{K}^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit
$\lambda_s$	°	Neigungswinkel
$\mu$		Reibungswert der Coulomb'schen Reibung
$\varphi$	°	Vorschubrichtungswinkel
$\varphi_c$	°	Eingriffswinkel
$\varphi_i$	°	Vorschubrichtungswinkel für die i-te Schneide
$\sigma_N$	Mpa	Normalspannung auf einer Fläche
$\sigma_{N1}$	Mpa	Normalspannung auf der Spanfläche
$\sigma_{N2}$	Mpa	Normalspannung auf der Freifläche
$\sigma_{\text{Schaff,max}}$	Mpa	Maximalspannung im Werkzeugschaft
$\sigma_{\text{Schaff,zul}}$	Mpa	zulässige Vergleichsspannung im Werkzeugschaft
$\sigma_V$	Mpa	Vergleichsspannung nach von Mises
$\sigma_{V,\text{max}}$	Mpa	maximale Vergleichsspannung nach von Mises
$\psi_{\text{Grenze}}$	°	Grenzwinkel im feststehenden Koordinatensystem
$\psi_{\text{Grenze,neu}}$	°	modifizierter Grenzwinkel im feststehenden Koordinatensystem
$\psi_{\text{Schnitt}}$	°	Schnittwinkel im feststehenden Koordinatensystem

## Abkürzungen

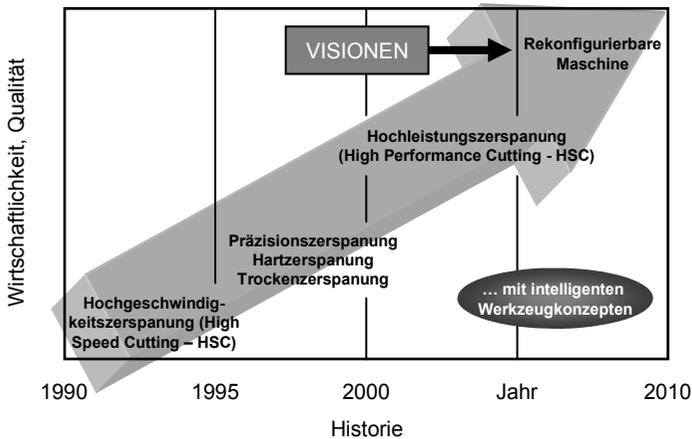
2D	zweidimensional
3D	dreidimensional
CAD	Rechnerunterstützte Konstruktion (Computer Aided Design)
CAE	Rechnerunterstützter Entwicklungsprozess (Computer Aided Engineering)
CAM	Rechnerunterstützte Fertigung (Computer Aided Manufacturing)
CIRP	College International pour la Recherche en Productique
CL-Data	Werkzeugpositionsdaten (Cutter Location Data)
CSG	Konstruktive Festkörpergeometrie (Constructive Solid Geometries)
Dxel	Linielement
DGL	Differentialgleichung
DIN	Deutsches Institut für Normung e. V.
FE(M)	Finite-Elemente(-Methode)
FhG	Fraunhofer-Gesellschaft
FPM	Finite-Pointset-Method
HPC	Hochleistungszerspanung (High Performance Cutting)
HSC	Hochgeschwindigkeitszerspanung (High Speed Cutting)
IPK	FhG-Institut für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik
ITWM	FhG-Institut für Techno- und Wirtschaftsmathematik
IWF	Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigungslehre der TU Berlin
KNN	künstliche neuronale Netze
MD	Molekulardynamik
MDFM	Kombination von Finite-Elemente-Methode und Molekulardynamik
NC	Numerische Steuerung (Numerical Control), <i>hier: bei Werkzeugmaschinen</i>
RB	Randbedingung
RWTH	Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule
SHPB	Split-Hopkinson-Pressure-Bar-Test
TiAlN	Titanaluminiumnitrid
TU	Technische Universität
VDI	Verband der deutschen Ingenieure e. V.
Voxel	Volumenelement
WZL	Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der RWTH Aachen
*.DB	Format für kompilierte Simulationsdateien in <i>DEFORM-2D/3D</i> (Database-File)
*.KEY	Format für unkompilierte Simulationsdateien in <i>DEFORM-2D/3D</i> (Keyword-File)
*.TXT	Textdateiformat



# 1 Einleitung

Komplexere Geometrien, häufige Designänderungen und der Druck, Teile in immer kürzeren Durchlaufzeiten zu fertigen, prägen die aktuellen Anforderungen, die an die zerspanende Fertigung gestellt werden. In Verbindung mit hohen Qualitätsforderungen bedeutet dies oftmals, dass vorhandene Technologien bis an die Grenzen des Machbaren ausgereizt oder neue Technologien eingesetzt werden müssen.

Deshalb wurden in den letzten Jahren zahlreiche Anstrengungen unternommen, um die Leistungsfähigkeit der Zerspanprozesse, insbesondere des Fräsens, weiter zu erhöhen (**Bild 1.1**). Dabei steht die Hochleistungszerspannung (High Performance Cutting – HPC) als Überbegriff für den Produktionstrend zu geringen Hauptzeiten und somit geringen Produktionskosten bei reproduzierbar hoher Prozesssicherheit [AND02].



**Bild 1.1** Entwicklungstrend in der Zerspanntechnik hin zur HPC-Bearbeitung [BAR04]

Nach TÖNSHOFF orientiert sich HPC an den fünf Verfahrensgrenzen Maschinenleistung, Drehmoment und Vorschubkraft, Werkzeugbelastung sowie Vorschubgeschwindigkeit [TÖN04]. Die Zielstellung liegt in der Erhöhung des Zeitspanvolumens. So nennen KLOCKE und THOMAS Steigerungen von 200 % bis 500 % [KLO04, THO04]. Der Werkzeugmaschine kommt hier zwar eine sehr hohe Bedeutung zu. Allerdings stellen der Einsatz leistungsfähiger Zerspanwerkzeuge sowie die an die spezifische Bearbeitungsaufgabe angepasste Bearbeitungsstrategie ebenfalls wichtige Instrumente zur effektiven Umsetzung von HPC dar. Hierbei erfordern die zwei letztgenannten erheblich geringere Investitionen bei vergleichsweise hohem Potenzial bezüglich Effizienzsteigerung. Dadurch eröffnen sie eine sehr praxisgerechte Lösung für die

alltäglich in der industriellen spanenden Fertigung auftretenden Aufgaben. Diese stellen sowohl die Hersteller von Zerspanwerkzeugen wie auch die Anwender der Zerspantechnologie in den Fertigungsbetrieben ständig vor neue Herausforderungen bei der Prozessauslegung. Die zentrale Anforderung beinhaltet dabei die immer wiederkehrende Identifikation von Optimierungspotenzial zur vollen Ausnutzung der HPC-Zerspanung.

Bezogen auf den Werkzeughersteller erfordert dies niedrige Prozesskräfte. Beim Werkzeugdesign sind deshalb kleine Keilwinkel mit hoher Schneidkeilfestigkeit zu verbinden. Die Fokussierung auf die Werkzeugschneide oder den Schneidstoff allein reicht aber nicht aus. Das Werkzeug soll nicht nur isoliert optimiert werden, sondern den gesamten Fertigungsprozess verbessern. Dazu ist eine ganzheitliche Betrachtung erforderlich [TH06]. Beispielsweise bringt eine Standzeiterhöhung um 20 % lediglich eine Verringerung der Herstellkosten um 0,6 %. Die Erhöhung des Zeitspanvolumens um 20 % reduziert die Herstellkosten dagegen um 15 % [GER06]. Dies verdeutlicht, dass Hochleistungswerkzeuge zu einem wichtigen Glied in der gesamten Prozesskette geworden sind. Ihr Nutzen besteht nicht nur im sprunghaften Anstieg der Zerspanleistung. Sie wirken sich positiv auf die gesamte Maschinenteknologie aus und reduzieren hiermit die Maschinenkosten.

Für den Zerspaner steht die Minimierung der Durchlaufzeit im Vordergrund. Das bedeutet bei der Arbeitsvorbereitung, dass die Programmierung möglichst geringe Zeit in Anspruch nehmen darf. Zudem müssen Änderungen auch nach Beginn der Programmierung gezielt, sicher und ohne großen Aufwand einzubringen sein. Bei der Bearbeitung rückt das Abfahren von komplexen Werkzeugbahnen mit stark variierenden Eingriffsverhältnissen in den Mittelpunkt. Dabei hat sich die Maximierung der Vorschubgeschwindigkeit durch Anpassung an die Werkzeugbeanspruchung (verursacht durch Zerspanquerschnitt und Eingriffswinkel) als zweckmäßiges und effizientes Mittel für die Erhöhung des Zeitspanvolumens erwiesen. Gerade bei Anwendungen mit hohen Zeitspanvolumina und kleiner Losgröße, wie dem Werkzeug- und Formenbau, aber auch der Luft- und Raumfahrtindustrie ist eine drastische Reduzierung der Fertigungszeit realisierbar.

Als Unterstützung für das Vorantreiben der technologischen Grenzen stellt die Simulation des Zerspanprozesses einen effektiven Ansatz dar. Nach VDI-Richtlinie 3633 bedeutet Simulation „die Nachbildung eines dynamischen Prozesses in einem Modell, um zu Erkenntnissen zu gelangen, die auf die Wirklichkeit übertragbar sind“. Es können hierdurch im Vorfeld der Werkzeugherstellung bzw. der spanenden Bearbeitung Einblicke und somit entscheidende Informationen über den Zerspanprozess gewonnen werden. Diese rein virtuelle Betrachtung erlaubt durchzuführende Änderungen oder Anpassungen an Werkzeug und Prozess zu einem sehr frühen Zeitpunkt verbunden mit den entsprechend geringen Kosten. Deshalb ist die Simu-

lation fester Bestandteil des Computer Aided Engineering (CAE), das entlang der gesamten Wertschöpfungskette der Produktentstehung eingesetzt wird.

Angewendet auf die Entwicklung und Herstellung von Werkzeugen, kann die Simulation eine Reduzierung der zu fertigenden Prototypenanzahl von Werkzeugneuentwicklungen bewirken. So können verschiedene Varianten am Computer vorab getestet und beurteilt werden. Eine schnellere Fokussierung auf erfolgversprechende Designlösungen ist die Folge. Diese Einschränkung schlägt sich direkt in niedrigeren Herstellungs- und Versuchskosten nieder, was den Entwicklungsaufwand entscheidend verringert.

Der Simulationseinsatz im zerspanenden Fertigungsbetrieb zielt in erster Linie auf die Vorauswahl optimaler Prozessparameter ab. Die Identifikation dieser Prozessparameter ist angesichts der sehr spezifischen Zerspanaufgaben und der damit einhergehenden Differenzierung bei gleichzeitiger Forderung nach hoher Flexibilität ein komplexer Entscheidungsprozess. Diesen dennoch bei jeder Bearbeitungsaufgabe effizient durchzuführen, kann selbst bei einem hohen Maß an Erfahrung nicht immer gewährleistet werden. Die in großer Zahl am Markt verfügbaren Softwaresysteme bieten mittels geometrisch motivierter Simulation eine Überprüfung der im CAM-System erzeugten Steuerdaten für die Werkzeugmaschine [FR106]. Kollisionsbetrachtung und Abtragsvolumen stehen hier im Vordergrund.

Aus anwendungsorientierter Sicht ist jedoch darüber hinaus folgende Fragestellung von hohem Interesse: Wie sind die Prozessparameter zu wählen, damit vorgegebene Grenzwerte für die physikalischen Beanspruchungsgrößen nicht überschritten werden? Dies erfordert Prozessregelungen auf Basis technologisch motivierter Simulationen. Vorhandene Maschinen und Anlagen sind damit auf einem konstanten, höheren Niveau nutzbar. Für eine simulationsbasierte Optimierung können zum Beispiel die Zerspankräfte über eine Regelung des Vorschubs harmonisiert werden. Eine optimale Ausnutzung der Leistungsfähigkeit des Zerspanwerkzeugs bei einer Minimierung seines Versagensrisikos ist die positive Folge. Ergebnis ist eine kosteneffiziente Hauptzeit, ohne dass Prozessstörungen auftreten.

Der Nutzungsgrad der Verbesserungspotenziale durch die Simulation bei der Entwicklung des Schneidwerkzeugdesigns und der Auswahl der Prozessparameter für individuelle Zerspanaufgaben ist in der Industrie allerdings noch relativ niedrig. Ein Hauptgrund für die ungenügende Umsetzung der beschriebenen Simulationsansätze in der Praxis liegt sicherlich im noch ungenügenden Kosten-Nutzen-Verhältnis bisheriger Simulationssoftware. Die vorliegende Arbeit soll dazu beitragen, den breiten Einsatz voranzutreiben, indem für die Hauptanwendergruppen Werkzeughersteller und Zerspaner anhand ihrer spezifischen Anforderungen notwendige Weiterentwicklungen der bisherigen Simulationsansätze aufgezeigt werden.

## 2 Stand der Technik

### 2.1 Modellierungsansätze für die Simulation von Zerspanprozessen

Die Anwendungsgebiete der Simulation für Fragestellungen aus der Zerspantechnik lassen sich in vier Bereiche gliedern: Maschine, Werkzeug, Prozess und Spanbildung [Wes01]. Die Maschinensimulation befasst sich mit der Strukturanalyse und Kinematikbetrachtung und zielt auf die optimale Ausrichtung der Konstruktion von Werkzeugmaschinen auf den Anwendungsfall. Die Simulation von Werkzeugaufnahme und Schneidplatte hat über die Strukturanalyse hinaus die Aufgabe, Erkenntnisse zum dynamischen Verhalten, zur Lebensdauer sowie zur Optimierung der Form zu bringen [LEO99]. Mit Hilfe der Prozesssimulation können NC-Programme automatisch aus CAD-Daten generiert werden. Darüber hinaus sind die Kollisionskontrolle und die Volumenabtragsbestimmung durchführbar [ALB99]. Die Spanbildungssimulation bildet das Eindringen des Schneidkeils in den Werkstückwerkstoff ab. Durch diese sehr detaillierte Darstellung des Zerspanprozesses wird ein grundlegendes Verständnis über die Spanbildung ermöglicht. Außerdem sind die sich ausbildende Spanform sowie die resultierenden Prozesskräfte und -temperaturen berechenbar. In dieser Arbeit wird auf die Prozesssimulation und die Spanbildungssimulation näher eingegangen.

Die Voraussetzung für die Simulation von Fertigungsprozessen ist die korrekte Modellierung der abzubildenden physikalischen Vorgänge. Bei Zerspanprozessen muss daher das Eindringen des Schneidkeils in den Werkstückwerkstoff bzw. die dabei entstehenden mechanischen und thermischen Kenngrößen in der nötigen Detaillierung beschrieben werden. Dieser Schnittprozess ist charakterisiert durch das Überwinden des Zerspanwiderstands des Werkstückwerkstoffs infolge der Generierung einer ausreichend hohen Zerspanarbeit. Diese wird aufgrund der auftretenden Deformationen des Werkstückmaterials hauptsächlich in Wärme und zu einem geringen Prozentsatz in latente Energie in Span, Werkstück und Werkzeug umgewandelt [SÖH03]. Für die Umwandlung sind folgende Mechanismen verantwortlich:

- Plastische Verformungsarbeit in der primären Deformationszone
- Trennarbeit vor der Schneidkante des Werkzeugs
- Äußere Reibung zwischen Span- und Spanfläche in der sekundären Deformationszone sowie zwischen Werkstück und Freifläche in der tertiären Deformationszone
- Äußere und innere Reibung des ablaufenden Spans

Dieser Sachverhalt trifft für alle Zerspanprozesse mit geometrisch bestimmter Schneide zu. Bei der Fräsbearbeitung müssen zusätzlich der während einer Werkzeugumdrehung periodisch auftretende Schneideneintritt und Schneidenaustritt beachtet werden. Der Eingriffswinkel  $\varphi_c$  determiniert dabei die Zyklusdauer der mechanischen und thermischen Werkstückbeanspruchung für jeweils eine Schneide. Aufgrund der auftretenden Zerspankräfte, insbesondere der Schnittkraft, kommt es zu einer Biegewechselbeanspruchung des Fräasers, die ein Maximum an den Werkzeugoberflächen aufweist. Außerdem entstehen bei dem wiederkehrenden Ein- und Austritt der einzelnen Schneiden stoßartige Belastungen, die auf das Fräswerkzeug einwirken. Dies gilt entsprechend für die aus der umgewandelten Wärme resultierenden Prozesstemperaturen [SÖH03]: Der kontinuierlichen Aufheizphase während der Interaktion von Schneide und Werkstück folgt eine Abkühlphase, auch Luftschnittphase genannt. Dabei wird das Werkzeug durch die Wärmeleitmechanismen Konvektion, Strahlung und Konduktion abgekühlt. Die maximale Temperatur tritt am Ort der größten Gesamtbelastung aus Reibung, Spanumlenkung, Adhäsion und Abrasion auf [KNO96]. Die Einwirkung dieser mechanischen und thermischen Belastungsgrößen auf das Fräswerkzeug trägt maßgeblich zu dessen Verschleißverhalten bei. Bei extremer Beanspruchung ist zudem ein plötzliches Versagen durch Werkzeugbruch bzw. Überhitzung möglich.

Zur Berücksichtigung der entscheidenden Einflussparameter bei der Zerspanung wurden in den vergangenen 100 Jahren unterschiedliche Modellierungsansätze verfolgt. Sie alle haben zum Ziel, in Abhängigkeit der Prozessparameter eine Vorhersage der entstehenden mechanischen und thermischen Beanspruchungsgrößen zu treffen. Es können drei Gruppen unterschieden werden [SÖH03]:

**Empirisch:** Im Unterschied zur Theorie, die physikalisch begründbare Gesetzmäßigkeiten beschreibt, basiert die Empirie auf (wissenschaftlicher) Erfahrung. Um eine Aussage zu rechtfertigen, ist hier jedoch eine Vielzahl von Daten aus Experimenten erforderlich, aus denen ein Wissens- und Erfahrungsaufbau erfolgen kann. Die bekanntesten empirischen Zerspanungsmodelle sind die Verschleißformel nach TAYLOR und die Schnittkraftberechnung in Abhängigkeit des Spanungsquerschnitts nach VICTOR und KIENZLE [TAY07, KIE52, KIE57]. Weitere Ansätze wurden durch Erweiterung dieser Berechnungsformel entwickelt [KRO63, LUT01, COL91, COL59, HAS79].

**Analytisch:** Erste geometrisch basierende Überlegungen und analytische Betrachtungen des Spanbildungsprozesses gehen nach ASTAKHOF bereits auf USACHEV (1883) und BRICKS (1896) zurück [AST99, WES01]. Die „Scherebenen-Theorie“ nach MERCHANT kann als Ausgangspunkt der modernen analytischen Zerspanmodellierung angesehen werden [MER45]. Aufbauend auf die darin enthaltenen materialtheoretischen Überlegungen zum Verhalten der Werkstoffe, der

Spanbildung und der Reibungsverhältnisse zwischen Span und Schneide, wurden in zahlreichen Arbeiten weitere analytische Ansätze entwickelt [OXL89, OXL74, LEE51, ZOR66, WEB68, WU85]. Darüber hinaus ist eine Einteilung der semi-empirischen und analytischen Modellierungsansätze vorgenommen worden [LUT98].

**Numerisch:** Durch die exponentiell ansteigende Rechnerleistung konnten auch numerische Berechnungsmodelle aufgestellt werden. Dabei setzte sich die Finite-Elemente-Methode (FEM), ausgehend von ersten Simulationsexperimenten zum Umformverhalten metallischer Werkzeuge, in den frühen 1970er-Jahren durch. Während bei frühen Simulationen Stabilitätsprobleme aufgrund von Schervorgängen aufgetreten waren [STR85], ermöglichten die Fortschritte in der Softwaretechnologie eine fortlaufend robustere Simulation. Dabei können die 2D- und 3D-Simulation des orthogonalen Schnitts unter Einbeziehung der mechanisch-thermischen Kopplung als Stand der Technik angesehen werden [LUT98].

## 2.2 FEM-Spanbildungssimulation

Die FEM-Simulation als Hilfsmittel zur Prozessauslegung hat sich in den letzten Jahren bei verschiedenen Fertigungsverfahren zum industriellen Standard entwickelt. Typisches Beispiel hierfür ist die Umformtechnik [ARB07, SHI05, ALT00A]. Bei den spanenden Fertigungsverfahren wurden in den letzten Jahren in zahlreichen Forschungsarbeiten ebenfalls große Anstrengungen unternommen, die Spanbildung zu simulieren [DEN06]. Bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide können die Vorgänge im Bereich vor der Schneidenspitze, in der Scherzone im Span, durch die Simulation abgebildet werden. Die Verformungen bei der Spanentstehung werden dabei durch das verformte FEM-Netz dargestellt. Es werden die durch das Eindringen des Schneidkeils in das Werkstück entstehenden Verteilungen der Spannungen, Dehnungen und Temperaturen berechnet, anschließend wird die Schnittkraft bestimmt [GER98]. So werden Aussagen zur mechanischen und thermischen Werkzeugbelastung möglich. Darüber hinaus wird in einer Zerspansimulation auch die Spanform abgebildet. Daraus können Rückschlüsse gezogen werden, inwieweit die Spanform – beispielsweise im Falle einer Spansegmentierung – einen Einfluss auf den Bearbeitungsprozess haben kann [UHL05A, UHL05B]. Durch Anpassung der Schneidengeometrie und erneute Simulation kann hier eine Verbesserung erreicht und überprüft werden [SÖH03].

Die FEM ist ein numerisches Berechnungsverfahren, das heute weitreichende Verwendung findet. So können damit strukturmekanische, thermodynamische, elektro- und magneto-statische sowie strömungsmechanische und akustische Problemstellungen simulativ untersucht werden [FRÖ95]. Die rechnerische Behandlung dieser Themen bietet den Vorteil des teilweisen Ersatzes oder der Ergänzung von Versuchen. Dabei können auch komplexe

Formen behandelt werden, die sich einer genauen analytischen Betrachtung entziehen. Dies wird möglich, indem das Objekt diskretisiert, also in viele einfach geformte Elemente unterteilt wird. Diese finiten Elemente sind über Knoten miteinander verbunden, welche die Verknüpfungsbedingungen übertragen. Der gemeinsame Knoten weist für alle angrenzenden Elemente die gleiche Verschiebung und Verdrehung auf. Die Gesamtverformung des Objekts sowie die Spannungen ergeben sich aus den einzelnen Knotenverschiebungen [FRÖ95].

Die nötigen Berechnungen werden ausgeführt vom Solver des FE-Programms, der zunächst für alle Elemente eine Steifigkeitsmatrix erzeugt. Nachdem er sie zu einer Gesamtsteifigkeitsmatrix zusammengefasst und Vektoren für Lasten und Randbedingungen erstellt hat, wird daraus ein Gleichungssystem gebildet. Dessen Lösung ergibt die Knotenverschiebungen und -verdrehungen, aus denen im letzten Schritt alle Dehnungen und Spannungen berechnet werden [FRÖ95].

Da die FEM ein Näherungsverfahren ist, das auf einer vereinfachten Modellbildung beruht, kann es die Wirklichkeit nicht exakt wiedergeben. Häufig müssen Vereinfachungen oder Idealisierungen bezüglich der Bauteilgeometrie, der Randbedingungen und Belastungen vorgenommen werden. Darüber hinaus ist die Genauigkeit der Ergebnisse einer Finite-Elemente-Untersuchung von einigen spezifischen Aspekten abhängig. Dazu gehören die Elementgröße und deren Anordnung, der Elementtyp und die Elementform. Bei einfachen Bauteilen kann der Fehler in der Berechnung der Verformungen etwa 5 % betragen. Die Spannungsergebnisse weisen einen größeren Fehler auf, der bei komplexen Bauteilen auf 20 % begrenzt werden kann [FRÖ95].

Für die numerische Modellbildung des Spanbildungsvorgangs sind vier Teilmodelle nötig [GER98]: Als **erstes Teilmodell** ist die Abbildung der Materialeigenschaften zu nennen. Sie beschreibt die isotropen Verfestigungseigenschaften im elastisch-plastischen Bereich [TRE01, OLS01, KRÜ01]. Außerdem wird durch Berücksichtigung der dehnungsgeschwindigkeitsabhängigen Veränderung der Fließspannung das viskose Materialverhalten betrachtet.

Für die Abbildung der in der Scherzone ablaufenden plastizitätsmechanischen Prozesse sind neben dem elastisch-plastischen Materialverhalten ebenfalls die Fließeigenschaften notwendig. Diese werden durch folgende drei Materialeigenschaften beschrieben: eine Fließbedingung, eine Fließregel und ein Verfestigungsgesetz [GER98]. Die Verformung von Materialien bei der Spanbildung wird deshalb durch konstitutive Materialgleichungen beschrieben, die Vergleichsspannung in Abhängigkeit der Dehnung, Dehnrates und Temperatur darstellen.

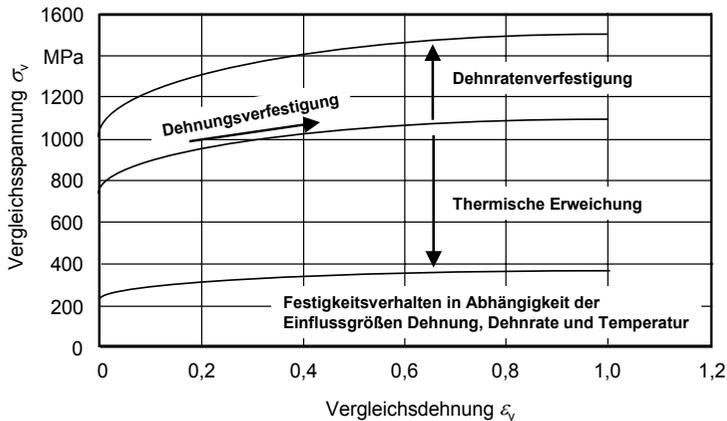
Dabei werden vor allem zwei prinzipiell unterschiedliche Ansätze eingesetzt, die beide auf der ideal elastisch-plastischen Festigkeitsmodellierung basieren: Die einen geben eine rein phänomenologische Beschreibung des Werkstoffverhaltens; die anderen stützen sich auf eine teil-

weise mikromechanische Beschreibung des Werkstoffverhaltens [MAR02]. Der wichtigste Vertreter der ersten Gruppe ist das Modell von JOHNSON und COOK [JOH83]. Als wichtiger Vertreter der zweiten Gruppe soll hier das Modell von ZERILLI und ARMSTRONG genannt werden [ZER87].

Um die experimentell ermittelten Spannungswerte, die zumeist unter wohldefinierten Spannungs- und Dehnungszuständen bestimmt wurden (zum Beispiel Zugversuch: eindimensionaler Spannungszustand, dreidimensionaler Dehnungszustand), in Form von Modellen in das Simulationsprogramm einbinden zu können, bedient man sich des Konzepts der Vergleichsspannung bzw. Vergleichsdehnung. Dadurch lassen sich einfache gemessene Werte, wie die bei uniaxialem Spannungszustand gemessene wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve aus einem einfachen Zugversuch, auf allgemeine komplexe Spannungszustände übertragen. Die wohl am häufigsten in den Simulationsprogrammen verwendete Form der Vergleichsspannung ergibt sich wie im Fall der Fließbedingung nach HUBER und VON MISES gemäß der Gestaltänderungsenergiehypothese [DUB98].

Der einfachste Fall der Festigkeitsmodellierung ist sicherlich die Annahme eines ideal elastisch-plastischen Materialverhaltens. Dabei geht man davon aus, dass das Material unabhängig vom Belastungszustand immer den gleichen Wert der Vergleichsspannung in Abhängigkeit der Vergleichsdehnung annimmt. Die Simulation der Spannbildung lässt sich jedoch mit dieser einfachen Materialbeschreibung nicht realisieren, da die entscheidenden Einflussfaktoren wie Dehnrate, Temperatur, Mehrachsigkeit des Spannungszustands, Dehnungsverfestigung usw. sicher einen erheblichen Einfluss auf die Vergleichsspannung haben werden [ELM01]. Daher muss in „realitätsnäheren“ Festigkeitsmodellen die Vergleichsspannung in Abhängigkeit verschiedener Einflussgrößen abgebildet werden, wie es in **Bild 2.1** exemplarisch dargestellt ist.

Zur experimentellen Ermittlung der für eine Zerspannsimulation benötigten Fließkurven kann deshalb nicht auf klassische, quasi-statische Zugversuche zurückgegriffen werden [MEY05]. Um Kennwerte für das dynamische Materialverhalten zu erhalten, ist der Split-Hopkinson-Pressure-Bar-Test (SHPB) ein verbreiteter Versuchsaufbau [GER98, KLO01, DEN06]. Die dadurch erzeugbaren Verformungsimpulse mit hohen Spannungsamplituden bilden die Hochgeschwindigkeitsbeanspruchung des Werkstückwerkstoffs, wie sie bei der Zerspannung vorliegt, annähernd ab. Jedoch liegen die Verformungsgeschwindigkeiten bei der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung noch deutlich über denen, die bei einem SPHB messtechnisch erfassbar sind [MAR02].



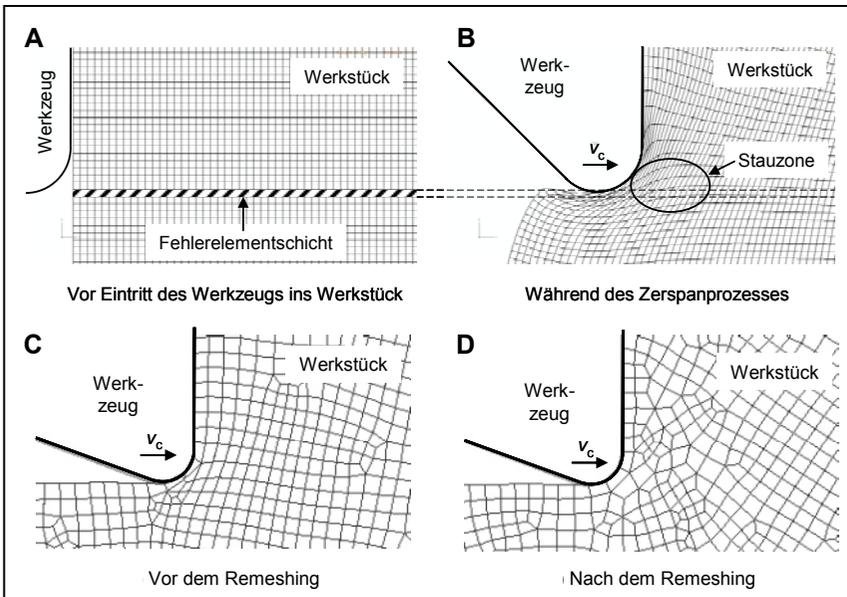
**Bild 2.1** Vergleichsspannung in Abhängigkeit der Vergleichsdehnung für maßgebliche Einflussgrößen beim Zerspanprozess [MAR02]

Das **zweite Teilmodell** beinhaltet ein Auftrennkriterium für das FE-Netz. Es gibt einen Grenzwert vor, bei dem die Element- und Knotenreihen aufgetrennt werden und sich in Werkstückgrundkörper und Span teilen. Dieser Grenzwert kann in Abhängigkeit der an den Elementen auftretenden Spannungen, Dehnungen oder eines geometrischen Kriteriums wie eines minimalen Abstands definiert sein.

Eine große Herausforderung bei der FEM-Modellierung des Zerspanprozesses besteht hinsichtlich der während der Spanbildung auftretenden, lokal sehr hohen Dehnungen und Dehnraten. Das FE-Netz ist somit starken Verzerrungen unterworfen, die wiederum zu schlechten Ergebnisqualitäten oder sogar zum Abbruch der Simulationen führen können. Um diesem Umstand entgegenzuwirken, existiert eine Reihe von Ansätzen. WESTHOFF nennt die Möglichkeiten Knotenvervielfältigung, nicht lineare Federn, Elementlöschung und Fehlerelemente [WES01]. Für die Separation des Spans vom Grundwerkstoff können hierbei verschiedene geometrische und physikalische Trennkriterien verwendet werden, die jeweils passend zur Problemstellung und zur verwendeten Simulationssoftware ausgewählt werden müssen. Auch Kombinationen der Trennkriterien können sich als vorteilhaft erweisen. Die zur Abbildung des Zerspanprozesses inzwischen am weitesten verbreiteten Modellierungsansätze sind im Folgenden beschrieben.

Die Anwendung von Versagenselementen erfordert ein konkretes und ortsgebundenes Knoten- und Elementnetz, das im Zuge der Simulation verformt, jedoch bezüglich Knoten- und Elementzahl nicht verändert wird. Zur Realisierung des Spanabtrennvorgangs werden zwei unterschiedliche Ansätze verfolgt. Der erste Ansatz benutzt eine Schicht von Fehlerelementen

im Bereich der entstehenden Spanunterseite (**Bild 2.2**), deren Materialbeschreibung ein Versagen beim Erreichen bestimmter Dehnungen vorsieht, sodass diese Elemente keine Kräfte und Spannungen mehr übertragen können. Dieser Ansatz erfordert somit zwei unterschiedliche Materialbeschreibungen: eine für die Fehlerelemente und eine für die restlichen Elemente, bei Verbundwerkstoffen entsprechend mehr. Optional können die Fehlerelemente bei Erreichen der Versagensdehnung inaktiviert, das heißt „ausgeblendet“ werden. Außer den beschriebenen Fehlerelementen kann kein anderes Element des Modells versagen. Da sich die Schicht der Fehlerelemente in der Stauzone (Bild 2.2 B), die bei der Zerspanung in Schnittrichtung vor der Schneide entsteht, aus dem Bereich der gewünschten Materialauftrennung verschieben würde, ist es erforderlich, die Fehlerelemente in Richtung der Spannungstiefe zu fesseln. Dieses Vorgehen stellt jedoch einen Eingriff in das Materialfließverhalten des Werkstoffs und somit in den Spannungszustand dar.



**Bild 2.2** Modellierungsansätze „Versagenselement“ (A, B) und „Neuvernetzung“ (C, D)

Für den zweiten Ansatz mit Versagenselementen wird die Materialbeschreibung auf alle Elemente des zu zerspanenden Werkstücks angewendet, sodass jedes beliebige Element versagen kann. Eine Fesselung von bestimmten Elementschichten ist somit für diesen Ansatz nicht erforderlich. Die größte Problematik bei diesem Ansatz besteht darin, einen unkontrollierten Rissfortschritt durch das Werkstück zu unterbinden.

Bei einem weiteren Ansatz wird kein ortsfestes Netz, sondern nach jedem Rechenschritt eine sogenannte Neuvernetzung (Remeshing) ausgeführt. Es wird ein neues Elementnetz über den Werkstoff gelegt, um zu starke Verformungen von Elementen zu verhindern. Allerdings kann nicht ausgeschlossen werden, dass beim Remeshing lokale Spannungsspitzen nach der Übertragung vom alten auf das neu erstellte Netz nicht mehr als solche vorliegen, sondern auf mehrere Elemente des neuen Netzes verteilt sind. Dies erschwert die Analyse des Spanbildungsvorgangs bei der Segmentspannbildung erheblich. Bild 2.2 zeigt die Veränderung des Elementnetzes bei der Neuvernetzung.

Das **dritte Teilmodell** berücksichtigt die thermische Entfestigung des Werkstoffs. Die bei der plastischen Umformarbeit entstehende Wärme steuert den Hauptanteil der Energie bei, die zur Erwärmung des Werkstückwerkstoffs und somit zu seiner Entfestigung beiträgt. Sie wird beschrieben durch die Dissipationsleistung. Die bei plastischer Umformung dissipierte Wärmemenge kann dabei als adiabatischer Vorgang angesehen werden, da die Verformungszeit für einen Wärmeübergang nicht ausreicht [TRE01]. Numerische Simulationen der Wärmeübertragung bei Zerspanprozessen wurden von DAMARTÜRK und KAMALOV für das Hochgeschwindigkeitsfräsen sowie von MARUSICH und ORTIZ für das Hochgeschwindigkeitsdrehen veröffentlicht [DAM90, KAM93, MAR95]. Als Wärmeentstehungszonen werden immer die Scherzone (Umformungswärme) und die Kontaktzone zwischen Span und Spanfläche (Reibungswärme) und zusätzlich die Kontaktzone zwischen Werkstück und Freifläche (Reibungswärme) berücksichtigt [DAM90]. Die Energiebilanz des Spanbildungsprozesses wird mit Hilfe des ersten Hauptsatzes der Thermodynamik unter der Annahme konstanter Dichten und Kompressibilitäten des Werkstückwerkstoffs sowie des Schneidstoffs formuliert.

Für die Simulation müssen deshalb die Kennwerte Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und Wärmekapazität  $c$  für Werkzeug- und Werkstückmaterial in Abhängigkeit der im Zerspanprozess entstehenden Temperaturen vorliegen. Die Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit ist insbesondere bei der Spannbildung von essentieller Bedeutung, da ein zu geringer Wert den Abtransport der Wärme aus der Scherzone verhindert. Dies hat erheblichen Einfluss auf die Ausbildung der Spanform als Fließ- oder Segmentspan und kann somit das Simulationsergebnis weitreichend beeinflussen [BÄK04, BÄK05, ARA05].

Das **vierte Teilmodell** behandelt die an den Kontaktflächen zwischen Schneide und Span auftretende Reibung und Spannung [BOW42, SHA54, ZOR66, OXL89, AST04]. Dabei werden die hierfür benötigten Parameter im experimentell zugänglichen Bereich ermittelt und durch Vergleich mit Zerspanversuchen mittels Parametervariation angepasst. Außerdem sind als Randbedingungen die Geschwindigkeit des Werkzeugs und die Kontaktflächen des Werkstückauschnitts zum umgebenden Werkstückwerkstoff aufgebracht.

Die tangentielle Bewegung zweier unter einer Normalspannung in Kontakt gehaltenen Oberflächen, die mit einer Relativgeschwindigkeit zueinander bewegt werden, ist durch einen Kraft- und Arbeitsbedarf gekennzeichnet. Dieser stellt sich nach ARMATON unabhängig von der Kontaktfläche proportional zur wirkenden Kraft sowie nach COULOMB unabhängig von der Gleitgeschwindigkeit ein [GER98].

Dabei ist der Einfluss der Reibungskoeffizienten auf die Schnittkraft, die Kontaktlänge zwischen Span und Werkzeug, die Spankrümmung sowie die Prozesstemperatur signifikant [LEO04]. Die inverse Bestimmung eines konstanten Reibungskoeffizienten wird in verschiedenen Arbeiten beschrieben [PIE05, GER98]. Dabei ist zu beachten, dass Modellprüfverfahren an einem tribologischen Ersatzsystem bezüglich ihrer Abbildung des realen Prozesses immer am Originalsystem gemessen werden [HAB90]. Nur auf diese Weise ist eine Übertragung der Ergebnisse gesichert. Darüber hinaus erfolgte die Simulation mit einem in Abhängigkeit des Spanungsquerschnitts variablen Reibungskoeffizienten [KWI07].

### **Ausgewählte Teilgebiete der FEM-Spanbildungssimulation**

Die wissenschaftlichen Aktivitäten zur numerischen Berechnung von Zerspanvorgängen haben in den letzten zehn Jahren stark zugenommen und zu einer hohen Anzahl an Veröffentlichungen geführt. Einen sehr guten Überblick über den Stand der Forschung gewährt die jährlich stattfindende CIRP-Workshop-Reihe „Modeling of Machining Operations“ [MOI04, NEU05, GRA06, MIC07]. Es werden hier verschiedene Themen vorgestellt, die vor allem für den Anwender aus der industriellen Praxis ein hohes Nutzenpotenzial offerieren.

Bei der Kopplung mit anderen Simulationsmodellen und -verfahren werden Ergebnisse der Spanbildungssimulation als Eingangsgrößen für das dynamische Verhalten von Werkzeugmaschinen genutzt. Durch diese Kopplung ist die Simulation des Zerspanprozesses unter Einbeziehung der detaillierten Vorgänge in der Spanbildungszone sowie des Gesamtsystems Werkzeugmaschine verwirklicht [SCH06, BRE07]. Zur Steigerung der Prozesssicherheit beim Zerspanen wird die Simulation der Gratbildung vorangetrieben, um mit ihrer Hilfe die dabei auftretenden Phänomene besser zu verstehen [LEO04A, KLO05, FRE05, AUR06, STO06, DIX07]. Die detailliertere Betrachtung der Werkzeugschneide schließt die Modellierung der Werkzeugbeschichtung mit ein [ALT05].

Außerdem erfolgt die Analyse der Werkzeugbeanspruchung. Erste Untersuchungen hatten die Aufprägung von rein mechanischen Beanspruchungen auf FEM-Modelle der Schneide und die damit durchführbare Berechnung der Spannungsverteilung zum Gegenstand [TLU78, BAR86, AHM89, LEO94]. Außerdem wurde durch entsprechende Vorgehensweise die aus den thermischen Beanspruchungen resultierende Temperaturverteilung simuliert [BER89, MAE89]. In der

jüngeren Forschung wird der Einfluss der Schneidkantenpräparation auf die sich ausbildende Temperaturverteilung im Werkzeug bei der Hochgeschwindigkeitszerspanung von Werkzeugstahl betrachtet [UMÉ06]. Die Simulation der Spanbildung ermöglicht grundsätzlich, die durch sie berechneten Schnittkräfte vom FE-Netz des Werkstücks auf ein entsprechend fein vernetztes Werkzeug zu übertragen [FLU05]. Dadurch können Informationen über die mechanische Beanspruchung der Schneide in Abhängigkeit der Schnittparameter und ihrer spezifischen geometrischen Gestaltung abgeleitet werden [UHL06A, UHL06B]. Dies setzt jedoch eine äußerst feine Vernetzung in den Kontaktbereichen zwischen Werkstück, Span und Spanfläche sowie Schneidkantenradius voraus. Dies ist insbesondere von Bedeutung, wenn Aussagen über die Festigkeit im Bereich der Schneidkante getroffen werden sollen [UHL07A].

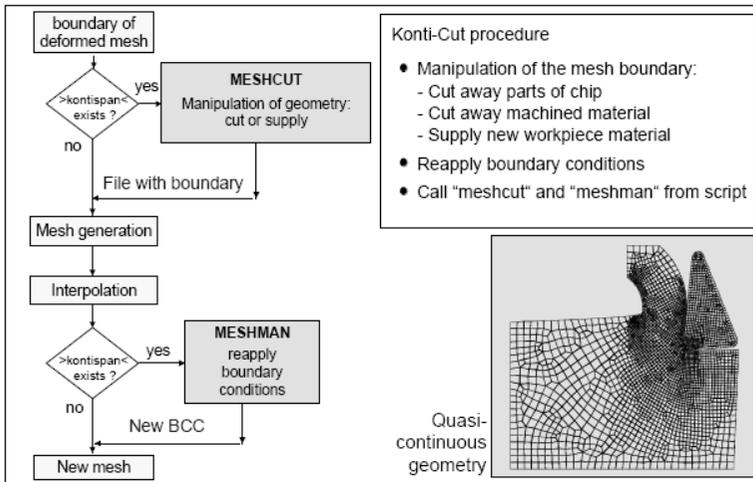
Ziel der Simulation der durch die Zerspanung induzierten Eigenspannungen im Werkstück ist, deren erheblichen Einfluss auf die Festigkeit der fertig produzierten Bauteile zu analysieren. Bereits die ersten FEM-Zerspansimulationen beinhalteten die Analyse der Entstehungsmechanismen der Eigenspannungen und -Verformungen in der Randzone des Werkstücks [OKU71, OKU72]. Frühe Arbeiten beschränken sich auf die Simulation von Eigenspannungen mit 2D-Modellansätzen, bei denen der idealisierte Fall des Orthogonalschnitts betrachtet wird [LAJ80, LIU84, STR87, SAS95, CHU05, UMB06]. OUTEIRO stellt die Entwicklung einer auf der dreidimensionalen Spanbildungssimulation unter Verwendung einer Neuvernetzungsroutine und eines elasto-viskoplastischen Materialgesetzes basierende Methode vor [OUT07]. DENKENA untersucht darüber hinaus mit Hilfe der 3D-Simulation den Einfluss des Schneidkantenradius auf die Entstehung von Eigenspannungen beim HPC-Fräsen von Aluminium [DEN07].

### **Anpassung des Modellausschnitts mit der Methode Konti-Cut**

In einer Zerspansimulation sind Schnittweg bzw. Simulationszeit durch die Rechen- und Speicherkapazität begrenzt. Lange Schnittwege erfordern in herkömmlichen Simulationen große Werkstückmodelle mit vielen Elementen, die zu großen Datenmengen führen. Vor allem bei der realitätsgetreuen Abbildung der thermischen Verhältnisse ist die Berücksichtigung von Wärmeübergangsvorgängen zwischen dem Werkstück und seiner Umgebung notwendig. Diese sind aber aufgrund der für eingehende Untersuchungen erforderlichen großen Simulationszeiten problematisch.

Die am LABORATORIUM FÜR WERKZEUGMASCHINEN UND BETRIEBSLEHRE (WZL) der RWTH AACHEN entwickelte Prozedur *Konti-Cut* für das FE-Programm *DEFORM-2D* ermöglicht in einer Drehsimulation einen nahezu unendlichen kontinuierlichen Schnittvorgang [KLO01]. Das Verfahren umfasst das Entfernen von für die weitere Simulation uninteressant gewordenen Werkstückbereichen sowie des Spanteils und das Hinzufügen von neuem Material. Somit wird die Elementzahl begrenzt, und große Simulationszeiten zur Untersuchung von Wärme-

übergangs- und Wärmeleitungsvorgängen werden ermöglicht. Die Prozedur ist während eines jeden Remeshing-Vorgangs aktiv und für die 2D-Simulation eines Orthogonalschnitts, bei der sich das Werkstück mit Schnittgeschwindigkeit gegen ein feststehendes Werkzeug bewegt, geeignet. Damit ist sie für Drehsimulationen einsetzbar. Im ersten Schritt wird die Randkurve des Werkstücks ausgelesen und anhand von hinterlegten Geometriedaten modifiziert. Nach der Vernetzung des neuen Werkstücks durch *DEFORM-2D* schlägt die Interpolation der Geschwindigkeitsrandbedingungen fehl, da sich die Werkstückgrenze verändert hat. Daher müssen die Randbedingungen durch ein Programm neu aufgetragen werden. Schließlich generiert der Preprocessor von *DEFORM-2D* eine Simulationsdatenbank, die anschließend gestartet wird. Alle Vorgänge werden durch ein Skript gesteuert. Die Vorgehensweise und die sich bildende Spanform zeigt **Bild 2.3**.



**Bild 2.3** Prozedur Konti-Cut [KLo01]

Es wird mit Hilfe von Konti-Cut der kontinuierlich voranschreitende Werkzeugverschleiß simuliert [YEN02, FLE05, KLO06]. Dabei erfolgt die Berechnung der Verschleißrate mit Hilfe des differentiellen Verschleißmodells nach Usui [Usu78]. Die Werte der im Modell vorhandenen Parameter zur Beschreibung des Einflusses der vorhandenen Werkstückwerkstoff-Schneidstoff-Kombination werden aus Ergebnissen von Zerspanversuchen und aus Simulationsergebnissen gewonnen. Während der Simulation wird ein aus vier Phasen bestehender Zyklus mehrmals durchlaufen. Das Ergebnis eines Zyklus entspricht einem diskreten Punkt auf der Verschleißmarkenbreite-Prozesszeit-Kurve zu einem diskreten Zeitpunkt. In Phase 1 und 2 werden zunächst die Dehnungen, Temperaturen und Spannungen bestimmt. Mit diesen Ein-

gangsgrößen wird aus dem Verschleißmodell das an der Werkzeugschneide abgetragene Materialvolumen ermittelt und die neue Schneidengeometrie berechnet (Phase 3). Die Information wird verwendet, um in Phase 4 durch Knotenverschiebung die Geometrie entsprechend des Verschleißzustands an Frei- und Spanfläche anzupassen.

Die Prozedur Konti-Cut ist jedoch für rotatorische Werkzeugbewegungen, wie sie beim Fräsen stattfinden, nicht geeignet. Da dabei das Werkstück eine translatorische Bewegung ausführen würde, müsste für jeden Knotenpunkt in Abhängigkeit seines radialen Abstands die entsprechend auftretende rotatorische Geschwindigkeit (Schnittgeschwindigkeit) nach jeder Modellausschnittanpassung und Netzregenerierung neu berechnet werden. Dies führt zu einem erheblich verkomplizierten Aufbau des abzuarbeitenden Skripts. Außerdem kann dadurch die Stabilität des Programmablaufs beeinträchtigt werden.

### **Simulation von Fräsprozessen**

Im Folgenden wird ein Überblick über verschiedene Ansätze für Frässimulationen mit Hilfe der FEM gegeben. Dabei sollen vier Arbeiten ausführlicher vorgestellt werden, wobei eine den kombinierten Einsatz von FEM und empirisch-analytischer Berechnung beinhaltet.

Zur Untersuchung des Hochleistungsfräsens von Superlegierungen verwendet WIEMANN die FEM-Zerspannsimulation mit dem Ziel einer ergänzenden Analyse zu den realen Zerspanversuchen [WIE05]. Hierzu setzt er die Simulationssoftware *AdvantEdge* ein, um den zweidimensionalen Orthogonalschnitt zu simulieren. Da das in den Zerspanversuchen eingesetzte Werkzeug runde Keramikwendeschneidplatten besitzt, wird ein Ersatzmodell herangezogen, um die beim Fräsen entstehenden Schnittkräfte zu berechnen. Zwar bietet die verwendete FEM-Software an, das Fräsen im Gleichlauf zu simulieren. Allerdings wird eine Drehsimulation vorgezogen, da damit eine deutlich feinere Vernetzung und somit eine deutlich höhere Ergebnislösung erreicht werden kann. Zudem würde die Simulation einer Schneidenumdrehung bis zum Erreichen des maximalen Spannungsquerschnitts einen sehr viel höheren zeitlichen Aufwand bedeuten. Der Schnittweg zum Erreichen des Vorschubrichtungswinkels von  $\varphi = 90^\circ$  beträgt 43 mm für den vorhandenen Werkzeugdurchmesser von  $D = 50$  mm.

Aufgrund des relativ großen Verhältnisses von Werkzeugdurchmesser zu simulierter Schnittlänge wird jedoch eine Annäherung der Kraft- und Temperaturwerte durch eine Drehsimulation als zulässig erachtet. Die entstehende Schnittkraft wird dabei durch Aufsummieren aus mehreren Einzelsimulationen gewonnen.

Zusätzlich wurde eine vergleichende 3D-Simulation mit der Software *DEFORM-3D* durchgeführt. Hierbei ist durch die für 1 mm Schnittlänge benötigte Rechenzeit von etwa 50 Stunden der zeitliche Aufwand für eine 3D-Simulation deutlich geworden. Aufgrund der Schneidengeo-

metrie musste dabei die maximal in der Software einstellbare Elementanzahl von 200.000 gewählt werden. Gerade im Bereich des Anschnitts konnten dennoch mehrmalige Simulationsabbrüche einhergehend mit manueller Ausführung der Neuvernetzungsfunktion nicht verhindert werden. Dies ist vor allem auf die infinitesimal kleine Spannungsdicke am Eintritt der Schneide in das Werkstück beim Gegenlaufräsen zurückzuführen. Dieser Umstand erfordert eine entsprechend kleine Elementgröße, die bei dem benötigten Werkstückausschnitt sehr schwer zu realisieren ist. Dennoch zeigt sich eine Annäherung der Schnittkräfte an die experimentell in Zerspanversuchen bzw. mit dem Ersatzmodell ermittelten.

Eine weitere 3D-Frässimulation beschreibt SÖHNER [SÖH03]. Mit dieser ist ebenfalls eine makroskopische Betrachtung des Stirnplanfräsprozesses möglich. So können Spanform und Werkzeugbelastung zumindest qualitativ analysiert werden. Allerdings erfordert die mikroskopische Auswertung eine Elementgröße von  $< 5 \mu\text{m}$  im Bereich der Scherzone. Dies würde jedoch die Berechnungsdauer mit dem verwendeten expliziten FE-Berechnungsalgorithmus aufgrund der starken Abhängigkeit von Elementanzahl und minimaler Größe exponentiell ansteigen lassen [ABA03]. Deshalb wird hier festgestellt, dass die 3D-Simulation von Bearbeitungsprozessen immer mit einem Kompromiss zwischen Genauigkeit der Berechnungsgrößen und adäquater Berechnungsdauer verbunden ist.

Neben den Schnittkräften wurden ebenfalls die Schneidentemperatur und die Wärmeausbreitung auf der Spanfläche (Temperaturspot) berechnet. Um nicht die gesamte Schneidenumdrehung in der Simulation berechnen zu müssen, wird vorausgesetzt, dass die maximale auftretende Schneidentemperatur in relativ kurzem zeitlichen Abstand von etwa  $t = 5 \text{ ms}$  nach dem Eintritt ins Werkstück als quasi-konstant betrachtet werden kann. Deshalb wird die Spanbildungssimulation nur bis zu diesem Zeitpunkt durchgeführt. Da die Ausbreitung des Temperaturfeldes mit zunehmendem Vorschubrichtungswinkel und somit zunehmender Spannungsdicke vergrößert wird, erfolgt eine weitere Simulation zum Zeitpunkt des Schneidenaustritts. Dabei wird das in der ersten Simulation berechnete Temperaturspektrum als Randbedingung verwendet. Somit kann die Simulation des Abkühlvorgangs nach Schneidenaustritt realisiert werden. Dazu ist allerdings ein Wärmeübergangskoeffizient für die erzwungene Konvektion auf die Spanfläche anzubringen. Dieser wird durch eine analytische Berechnung auf Basis strömungsmechanischer Überlegungen bestimmt.

ALTAN bildet den Stirnfräsprozess durch zwei Modelle ab, die entsprechend die Zerspanvorgänge an der Haupt- und Nebenschneide getrennt voneinander beschreiben [ALT00b]. Dabei kommen zwei unterschiedliche Modellierungsmethoden zum Einsatz, die mit der Funktionalität der Software *DEFORM-2D* realisierbar sind. Das Simulationsmodell für den Schnittprozess der Hauptschneide beinhaltet eine Ebene eines Werkstückmodells mit unendlicher

Ausdehnung in der dritten Dimension. Dadurch kann hier von einem ebenen Dehnungszustand ausgegangen werden. Seine Geometrie repräsentiert einen bogenförmigen Ausschnitt des Werkstücks, dessen Bogenlänge der des Eingriffswinkels entspricht. Das Modell für den Schnittprozess an der Nebenschneide besteht aus einer Ebene eines Werkstückmodells, das als rotationssymmetrisch angenommen wird. Dadurch ist die Spanbildung entlang der Schneidenecke beschrieben. Die während der Umdrehung der Nebenschneide sich verändernde Spannungsdicke wird dabei durch die Werkstückgeometrie berücksichtigt.

FORTUNATO wendet die FEM-Simulation des Fräsprozesses in Kombination mit einem analytischen Ansatz an, um die Vorteile beider Methoden zu verbinden [FOR06]. Im Vordergrund seiner Arbeit steht dabei die Bestimmung der Zerspankräfte bei der Bearbeitung einer Titanlegierung. Mit Hilfe des analytischen Ansatzes von ALTINTAS können bei relativ geringer Berechnungszeit Aussagen zur Verteilung der Zerspankraftkomponenten und Oberflächenrauheit getroffen werden [ALT01]. Demgegenüber wird durch die FEM-Simulation die Betrachtung anderer Aspekte wie der thermischen Beeinflussung von Werkstück und Werkzeug möglich. Weitere Vorteile sind die dreidimensionale Betrachtung des Einflusses von Verschleißmechanismen auf das Werkzeug und die daraus resultierenden Auswirkungen auf die Oberflächenqualität des Werkstücks.

In der Untersuchung wurden verschiedene Schneidengeometrien bei Variation der Prozessparameter simuliert und bewertet sowie mit Ergebnissen aus der Literatur verglichen. Dies erfolgte zunächst mit dem in *Matlab* implementierten analytischen Ansatz. Anschließend wurde eine thermomechanisch gekoppelte FEM-Spanbildungssimulation mit *DEFORM* durchgeführt, und deren Ergebnisse wurden mit den vorher erhaltenen verglichen. Auf dieser Grundlage erfolgte eine vergleichende Bewertung beider Methoden.

Dabei erwies sich der analytische Ansatz bezüglich Rechenzeit, Einbindung in übergeordnete Programmstrukturen, Erweiterbarkeit und Verallgemeinerung des Modells als vorteilhaft. Die FEM-Simulation währenddessen wird in erster Linie als Instrument zur Erlangung von detaillierten Informationen über den Spanbildungsprozess angesehen. Außerdem erlaubt sie die Evaluierung verschiedener Ansätze für Teilmodelle wie Reibung sowie die Bestimmung der darin enthaltenen Konstanten, die als Eingangsgröße für die analytischen Berechnungen dienen. Dadurch wird die Anzahl an Zerspanversuchen deutlich reduziert. Weiterhin ist der Zusammenhang zwischen Prozess-temperatur und Oberflächenqualität analysierbar. Schließlich ist die Vorhersage der Spanform mit hoher Genauigkeit möglich.

Die Verwendung der FEM-Simulation innerhalb eines Softwaremoduls, das die Simulation des Zerspanprozesses beinhaltet und als Teil der virtuellen Werkzeugmaschinenkonstruktion angesehen werden kann, wird dagegen noch nicht empfohlen. Hauptgründe sind die zu lange

Rechenzeit und die noch nicht bei allen Kombinationen von Werkstoff und Schneidstoff ausreichende Ergebnisgüte. Deshalb werden verschiedene Verbesserungsempfehlungen hinsichtlich der Abbildung des Materialverhaltens, der Bestimmung von Reibungskenngrößen und der Reduzierung der Rechenzeit gegeben.

Weitere Arbeiten zur Simulation der Fräsbearbeitung mit Hilfe der FEM seien an dieser Stelle genannt: So erfolgt die Schnittkraftbestimmung anhand der Simulation eines Drehprozesses mit schräg zum Werkstück bewegter Schneide [GON05]. BOUZAKIS beschreibt einen Ansatz zur Simulation des Wälzfräsens von Zahnrädern [BOU05]. Jüngste Forschungen beinhalten die Analyse des Wärmeeintrags in das Werkzeug beim Nutenfräsen von Titan und die Bestimmung von Werkstoffparametern mit Hilfe der FEM-Frässimulation zur Modellierung des Materialverhaltens bei der Stahlzerspanung mit dem Ansatz nach JOHNSON und COOK [MON07, MAU07].

### **Molekulardynamik (MD)**

Die Simulation der Spanbildung auf Basis der Molekulardynamik (MD) basiert nicht mehr auf der Modellierung und Berechnung eines Kontinuums. Sie betrachtet stattdessen den Werkstückwerkstoff als eine Ansammlung einzelner Elemente, die als einzelne Moleküle des Materials aufgefasst werden können [KAL07]. Erste allgemeine Untersuchungen hierzu wurden bereits in den 1950er-Jahren durchgeführt [ALD59].

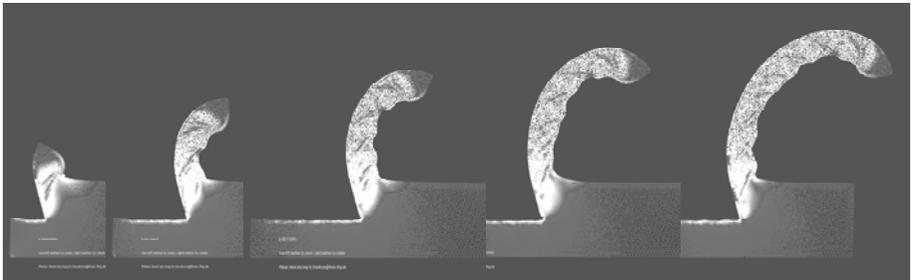
Ausgegangen wird dabei von der Annahme, dass eine hinreichend große Anzahl an Atomen, die miteinander durch chemische Bindung verknüpft sind, eine regelmäßige Gitterstruktur bildet. Vereinfacht ausgedrückt, berechnet die MD – wie eine Lagrange'sche FE-Simulation – die Verschiebung der einzelnen Atome aufgrund der wirkenden Geschwindigkeiten unter Lasteinwirkung. Dabei werden die direkten und indirekten Kräfte beschrieben, die zwischen den Atomen wirken. Aus ihnen lassen sich die makroskopisch auftretenden Spannungen, Drücke und Temperaturen berechnen. Deshalb findet sie Anwendung in der Ultrapräzisionszerspanung. Allerdings sind aufgrund der hohen Rechenzeiten [KOM02] derzeit nur relativ kleine Bearbeitungszonen abbildbar. Typische Zerspanwege betragen hier  $10^{-10}$  m bei Schneidein-griffszeiten von  $3 \cdot 10^{-12}$  s. Es werden dabei  $10^3$  bis  $10^5$  Atome abgebildet [KAL07].

Mit Hilfe der Molekulardynamik können die bei der Zerspanung ablaufenden Vorgänge in der Scherzone in der Größenordnung von Nanometern beschrieben werden. Die Arbeiten beinhalten die Analyse einkristalliner Werkstoffe wie Silizium, Kupfer oder Aluminium [BEL90]. Als Werkzeug ist jeweils ein monokristallines Diamantwerkzeug eingesetzt worden [KOM02]. Darüber hinaus wurden auch Nickelwerkstoffe untersucht [Iso97]. Schließlich wird eine Kombination aus MD und FEM als MDFM vorgestellt [LIN05]. Bei der Simulation der Zerspanung von

einkristallinem Kupfer können mit diesem Ansatz neben den Schnittkräften auch die Eigen-  
spannungen des Werkstücks berechnet werden.

### Finite Pointset Method (FPM)

Beim Einsatz der FEM werden zur Gewährleistung einer korrekten und stabilen Berechnung aufwändige Verfahren zur Darstellung der Fließvorgänge in der Scherzone angewendet. Die hierdurch entstehenden Ungenauigkeiten bei der numerischen Berechnung müssen bei der Ergebnisinterpretation Berücksichtigung finden, was diese verkompliziert. Aufgrund der hohen Umformgrade bei der Spanbildung erscheint die Anwendung eines komplett gitterfreien numerischen Ansatzes wie der Finite Pointset Method (FPM) bei dieser Simulationsaufgabe äußerst sinnvoll (**Bild 2.4**).



**Bild 2.4** Simulation der Segmentspannung bei der Zerspannung von Inconel718 mit Hilfe der FPM

Die FPM ist eine Eigenentwicklung des FRAUNHOFER-INSTITUTS FÜR TECHNO- UND WIRTSCHAFTSMATHEMATIK (ITWM). Ihr ursprüngliches Anwendungsgebiet lag in der Modellierung von Strömungsvorgängen, beispielsweise zur Simulation von Airbag-Entfaltungsvorgängen, von Formgebungsverfahren in der Glasindustrie und von Befüllvorgängen [KUN99, KUN00, KUN02, TIW01, TIW06, TIW07]. Die FPM basiert auf einem rein gitterfreien Ansatz. Die geometrische Basis dieser Methode bildet eine Wolke numerischer Punkte (Punktwolke). Die Punkte der Punktwolke werden als Partikel bezeichnet, obwohl sie keine physikalisch motivierten Partikel sind, sondern lokal einen kleinen Teil des strömenden Mediums repräsentieren. Die Partikel werden nicht vernetzt. Nachbarschaftsbeziehungen von Partikeln werden stattdessen durch sogenannte Einflusskugeln gebildet. Das heißt, dass sich jeder Partikel in seiner nächsten Umgebung eine hinreichende Anzahl von Nachbarpartikeln sucht, um lokale Approximationsaufgaben bewältigen zu können. Ein Partikel trägt alle Informationen, die zur Modellierung des jeweiligen Problems nötig sind. Die FPM ist zudem ein Lagrange-Verfahren, das heißt, die Partikel bewegen sich mit der Geschwindigkeit des strömenden Mediums.

Durch den gitterfreien Ansatz entfällt jeglicher Aufwand für unter Umständen komplizierte Vernetzungen. Der Rechenaufwand für die Verwaltung der Punktwolke ist minimal. Das macht die FPM sehr gut anwendbar für Simulationen hochdynamischer Prozesse wie die Spanbildung. Die Komplexität der Geometrie spielt dabei nur eine untergeordnete Rolle, denn sie hat einen äußerst geringen Einfluss auf die Laufzeit der Simulationen. Die Anwendung der FPM ist dann vorteilhaft, wenn für die Gittergenerierung und geometrische Verwaltung im Vergleich zum Nutzen ein hoher Aufwand erforderlich ist oder, wie bei der Zerspannsimulation, die Simulationsergebnisse stark von der Orientierung und Beschaffenheit des Rechengitters beeinflusst werden [UHL07B].

### **2.3 Einsatz der FEM-Spanbildungssimulation in der Zerspanwerkzeugindustrie**

Eine Untersuchung über die Verwendung der Simulationstechnik zur Analyse von Zerspanprozessen ist durch die FRAUNHOFER-GESELLSCHAFT (FHG) vorgenommen worden [MAR02]. In einer Studie wurde die Spanbildungssimulation hinsichtlich ihrer Einsatzgebiete und Vermarktungschancen bewertet. Sie kam zu dem Ergebnis, dass vor allem bei den Schneidwerkzeugherstellern der Einsatz äußerst sinnvoll ist. Diese Gruppe umfasst ca. 500 potenzielle Anwender im Marktraum der Europäischen Union.

Dabei wird die Einbindung in die CAE-Kette vorausgesetzt, um das hohe Einsparungspotenzial bei den Entwicklungskosten auszuschöpfen. Diese Aussage wird durch KAMMERMEIER bestätigt [KAM05]. Weiterhin interessant erscheint in diesem Zusammenhang die Gegenüberstellung von Aufwand und Nutzen bei der Durchführung von Zerspannsimulationen. Die Auswertung zeigt, dass die Genauigkeit, die Softwarekosten und die anwendergerechte Darstellung den höchsten Stellenwert besitzen. Damit einher geht die hohe Gewichtung des Gütekriteriums der Vorteile bezüglich Kosten und Abbildungsgenauigkeit. Generell sollte als Leistungsmerkmal einer Simulation der Zeitbedarf zum Vorbereiten und Durchführen einer Simulation im Verhältnis zum Nutzen des erhaltenen Ergebnisses herangezogen werden. Darüber hinaus sollten weitreichende benutzerspezifische Einstellungen möglich sein, um das Simulationssystem gezielt an einzelne Problemstellungen anzupassen.

### **2.4 Prozesssimulation**

Bei der spanenden Herstellung von komplex geformten Bauteilen erfolgt die Generierung der Werkzeugbahnen heute vorwiegend aus dem CAD-Modell des Bauteils mit Hilfe von CAM-Software. Diese Vorgehensweise ist vor allem bei der Erzeugung von Freiformflächen in

Verbindung mit Prozessstrategien, wie der HSC-Bearbeitung oder der 5-Achs-Bearbeitung, zwingend erforderlich. Die werkstatorientierte Programmierung ist in diesem Fall nicht mehr anwendbar, da die Anzahl an NC-Datensätzen keine sinnvolle manuelle Handhabung erlauben [STA06]. Bearbeitungsbahnen werden dabei im CL-Data-Format nach DIN 66215 in neutraler Form abgelegt und sind somit unabhängig von der verwendeten Werkzeugmaschinensteuerung. Die Anpassung an die für die Bearbeitung vorgesehene Maschine erfolgt anschließend in einem Postprozessor. Die neutrale Beschreibung der Bearbeitungsbahn wird dort in die von der Steuerung einlesbare maschinenspezifische Datei übersetzt. Die Steuerung lädt dann diese Datei, die üblicherweise im NC-Datenaustauschformat nach DIN 66025 vorliegt [DIN66025]. Sie enthält alle Informationen, welche die Werkzeugmaschine zur Abarbeitung der Bearbeitungsaufgabe benötigt. Die Steuerung interpretiert die einzelnen Befehle und gibt die entsprechenden spezifischen Signale an die Achsen der Maschine weiter. Damit wird der für die Bearbeitung erforderliche Bewegungsablauf erzeugt.

Aufgrund der Komplexität der Programme und der bei jeder Werkzeugmaschine individuellen kinematischen Eigenschaften ist eine Prüfung der erzeugten NC-Datensätze vor der Verarbeitung durch die Maschinensteuerung ratsam. Hierzu hat sich die Simulation zur Kontrolle und Optimierung der Bearbeitungsbahn als effizientes Hilfsmittel erwiesen. Geometrisch motivierte Abtragungssimulationen beschränken sich auf die bildliche Darstellung der abzufahrenden Fräsbahnen, um dem Anwender eine visuelle Überprüfung der Sollgeometrie zu geben und die Gefahr von Kollisionen zu erkennen [HUI94, SAI91]. Dies reduziert in erster Linie die Anzahl an Probefräsvorgängen, bei denen die Bauteile lediglich zur Überprüfung der geometrischen Korrektheit zunächst aus Modellwerkstoffen gefräst werden [ALB99]. Dadurch erhöht sich die Belegungszeit der Maschine deutlich gegenüber der zur eigentlichen Bearbeitung benötigten Hauptzeit. Gerade im Werkzeug- und Formenbau mit der dort vorherrschenden Einzelteile- und Kleinserienfertigung erhöht dies die Fertigungsstückkosten signifikant.

Die Darstellungsqualität von 3D-Volumenobjekten bei geometrisch motivierten Simulationen wurde in den letzten Jahren stark verbessert und auf die 5-Achs-Bearbeitung erweitert [ALB99, STA06]. Zur computergrafischen Umsetzung des Werkstücks sind dabei anstatt analytischer Verfahren wie der Constructive Solid Geometries (CSG) digitale Verfahren wie Volumenelemente (Voxel), Linien (Dexelfelder) oder Dreiecke (Triangulationen) eingesetzt worden. Damit ging eine Steigerung der Abbildungsgenauigkeit bei ausreichend hoher Berechnungseffizienz einher. Der Vorteil liegt in der Auslagerung der zur Diskretisierung der Geometrieobjekte notwendigen Berechnungsschritte vor dem Start der Simulationsrechnung. So wird ein überproportionaler Anstieg der Berechnungsdauer in Abhängigkeit der Modellgröße, wie er bei der CSG-Technik zu verzeichnen ist, vermieden [JER89]. Die Modellierung mit Hilfe von Dexelfeldern oder Höhenmodellen hat sich dabei bezüglich Speicherbedarf und Genauigkeit gegen-

über der Voxel- und Triangulationstechnik als vorteilhaft für die Simulation von Fräsprozessen erwiesen [WEI96, HUI94, HOO86, HUA94, FUS99, MÜL99, KÖN98].

### **Technologisch motivierte Simulation**

Nach ZABEL lassen sich Prozesssimulationen einteilen in geometrisch motivierte Frässimulationen, technologisch motivierte Frässimulationen und Systeme, die beide Ziele miteinander verbinden [ZAB03]. Bei Letzteren werden oftmals von den geometrischen Gegebenheiten Schlüsse auf die zerspanntechnologischen Auswirkungen gezogen (hybride Zielsetzung). Für die Bestimmung der Mikrogeometrie, wie beispielsweise die Beschaffung der Werkstückoberfläche, kann dies auch in umgekehrter Reihenfolge geschehen. Dabei werden häufig auf Empirie basierende Modelle gewählt. Zur Abbildung der Gesetzmäßigkeiten werden zum einen einfache mathematische Gleichungen verwendet [KIE52, KRO66]. Zum anderen wird durch heuristische Modelle fertigungstechnologisches Wissen aus in einer Vielzahl von Zerspanversuchen gewonnenen Messwerten und langjährigen Erfahrungen von Maschinenbedienern in Form einer mathematischen Beschreibung erfasst [WEI97, ALB97]. Hiermit soll das komplexe Zusammenwirken unterschiedlicher Einflussparameter auf den Zerspanprozess möglichst vollständig und effizient erfasst werden. Ein weiteres interessantes Modellierungswerkzeug zur Bewältigung dieser Aufgabe stellt die Methode der künstlichen neuronalen Netze (KNN) dar. Sie ist angelehnt an die Funktionalität von biologischen Neuronennetzen, wie sie im menschlichen Gehirn anzutreffen sind [SCH98]. Insbesondere ist ihr Einsatz bei der Verschleißerkennung zu nennen [Frie99], auf den im Folgenden näher eingegangen wird.

Das Kennzeichen von technologischen Simulationen liegt in der Abbildungsfähigkeit von beispielsweise Zerspankräften und -momenten, Beschleunigung, Prozesstemperatur oder Werkzeugverschleiß sowie von weiteren für die Prozesssicherheit bei der Zerspanung wichtigen Größen [ARM93A, ARM93B, ARM94A, ARM94B, FEN94A, FEN94B, YAZ94]. In erster Linie soll damit eine Vorhersagbarkeit in einer für die wirtschaftliche Prozessauslegung hinreichenden Genauigkeit ermöglicht werden. Darüber hinaus wurden auch Ansätze entwickelt, bei denen eine Simulation der Umgebung von Maschinensteuerungen und deren Einbettung in diese Umgebung erfolgte („Hardware-In-The-Loop“). Das Ziel ist, mit Hilfe der Ergebnisse die Steuerung der Maschine zu regeln und somit eine direkte Reduktion von Störgrößen zu erreichen [ALT94]. Anwendung findet dies vor allem bei der Kompensation von Werkzeugdeformationen infolge mechanischer Beanspruchung, um die daraus resultierende Abdrängung zu reduzieren [LEU98, RAL00, WEI03, YAN93, YAZ94]. Weiterhin wird die Prozesssimulation auch in Simulationssystemen eingesetzt, mit denen dynamische Aspekte abgebildet werden. Wichtiges Forschungsthema sind unkontrollierbar auftretende Schwingungen, wie sie beim sogenannten Regenerativeneffekt bzw. „Rattern“ vorliegen. Dabei entsteht infolge einer Schwingungseinkopp-

lung beim Zerspanen eine wellenförmige Oberflächenstruktur. Diese erzeugt bei einer erneuten Überfahrt des Werkzeugs wiederum dessen Anregung. Hier ist jedoch auch das dynamische Verhalten der Werkzeugmaschine, insbesondere der Spindel und der Werkzeugaufnahme, sowie anderer wichtiger Komponenten wie Werkstück und Aufspanvorrichtung mit einzubeziehen [ALT00C, SMI93].

Am Markt erhältliche Softwaresysteme arbeiten vorwiegend mit Hilfe einer hybriden Methodik, ohne Zerspankräfte und -temperaturen quantitativ zu berechnen. Dazu gehören *NCspeed* von FORMTEC, *Vericut* von CG-TECH, *SURFCAM Velocity TrueMill* von SURFWARE sowie *Nclyzer* von MVE [NCS08, VER08, TRU08, NCL08]. Im Gegensatz hierzu können mit Hilfe der Software *CUTPRO* Kraftkoeffizienten ermittelt werden [CUT08]. Diese Software wurde von ALTINTAS entwickelt. Ein weiteres, nicht kommerziell erhältliches Simulationssystem stellt das *PenTax* dar, das als Nachfolger von *NCspeed* angesehen werden kann [STA06, WEI01]. Dieses wurde um eine Vorhersage der Kräfte und des Werkzeugverschleißes erweitert [WEI03A, WEI03B, ZAB03].

**Tabelle 2.1** gibt einen Überblick über derzeit kommerziell verfügbare Software für die Optimierung von komplexen Fräsbearbeitungen hinsichtlich Bearbeitungszeit und möglichst konstanter Werkzeugbeanspruchung. Besonders hervorzuheben ist, dass neben der reinen Vorschubanpassung auch andere Möglichkeiten zur Bearbeitungszeitverringerung genutzt werden. So verändert die Software *SURFCAM Velocity TrueMill* die Werkzeugbahn derart, dass gleichbleibende Eingriffsverhältnisse gewährleistet werden. Eine Anpassung der Vorschubgeschwindigkeit ist damit nicht mehr erforderlich. Im Gegensatz hierzu besitzen die anderen aufgeführten Programme das gemeinsame Merkmal, dass sie die Werkzeugbahn nicht verändern und durch Anpassung der Vorschubgeschwindigkeit einen Wechsel der Eingriffsverhältnisse kompensieren.

## Kraftberechnung

Die meisten Arbeiten zur Prozesssimulation beschränken sich auf die Berechnung der Schnittkraftkomponenten. Dabei findet überwiegend die Formel von VICTOR und KIENZLE Anwendung [YAZ94, KAH07]. Voraussetzung hierfür ist die Bestimmung der spezifischen Schnittkraft  $K_{c1,1}$  und des Anstiegswertes  $m_c$  für die vorliegende Kombination von Schneid- und Werkstoff. Darüber hinaus müssen verschiedene Korrekturfaktoren, beispielsweise um den Einfluss der Schnittgeschwindigkeit oder der Schneidengeometrie mit einzubeziehen, bekannt sein. DROUBI sowie BUDAK und ALTINTAS befassen sich mit der experimentellen Erfassung der erwähnten Parameter mittels Modellzerspanversuchen [DRO74, BUD95A, BUD95B].

**Tabelle 2.1** Übersicht über am Markt verfügbare Software zur NC-Programmoptimierung

Hersteller	SURFWARE	FORM-TEC	CGTech	MvE Engineering
Produkt	<i>SURFCAM „Velocity TrueMill“</i>	<i>NCspeed</i>	<i>OptiPath (Modul in VERICUT)</i>	<i>NClyzer</i>
Anpassungsmethode	Werkzeugbahn wird so definiert, dass während der gesamten Bearbeitung ein nahezu konstanter Eingriffswinkel vorliegt (Vorschub unverändert).	Vorschubgeschwindigkeit wird in Abhängigkeit der Eingriffsverhältnisse am Werkzeug verringert oder erhöht.		
Datenquelle	CAD-Daten	NC-Programm (bei <i>NCspeed</i> auch Verarbeitung von internen Daten aus <i>Unigraphics</i> und <i>ProEngineer</i> )		
Optimierungskriterium	Eingriffswinkel	Abzutragendes Materialvolumen		
Weitere Funktionalitäten	<ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Vermeidung plötzlicher Richtungsänderungen</li> <li>▪ Visualisierung des Materialabtrags</li> </ul>	<p>Bei <i>NCspeed</i>:</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Visualisierung des Materialabtrags zur Kontrolle der NC-Programme</li> <li>▪ Berücksichtigung von Gegenlauf</li> <li>▪ Hilfe beim Auftreten von Werkzeugabdrängung</li> <li>▪ Vermeidung von Leerwegen</li> </ul> <p>Bei <i>OptiPath</i>:</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Grafische Simulation mit zusätzlichen Modulen möglich</li> </ul>		

RIVIÈRE-LORPHÈVRE untersucht und bewertet verschiedene Approximationsmethoden für die Gewinnung von Koeffizienten aus Messwerten [Riv07]. Dabei wird neben der Erfassung von linearen Zusammenhängen insbesondere auf die weitaus komplexere Ermittlung von nicht-linearen Abhängigkeiten zwischen Mess- und Prozessgrößen eingegangen. Hierfür werden genetische Algorithmen eingesetzt, die eine ähnliche Funktionsweise wie das Prinzip der biologischen Evolution aufweisen. Die Ergebnisbewertung erfolgt sowohl auf Grundlage von Messwerten aus Zerspanversuchen als auch auf Basis von Simulationsergebnissen und führt zu guter Übereinstimmung.

ALTAN berechnet nach VICTOR und KIENZLE die Schnitt-, Vorschub- und Passivkraft entlang der Werkzeugbahn, um eine Anpassung des Vorschubs in Abhängigkeit der Eingriffsverhältnisse vornehmen zu können [Yaz94]. Die Entscheidung für die Verwendung dieses Schnittkraftmodells, das einen „Augenblickswert“ liefert, beruht auf dem im Vergleich zu anderen Ansät-

zen geringen Berechnungsaufwand. Damit ist eine einzelne Vorhersage für jeden Abschnitt der sehr detailliert aufgeteilten Schneide des eingesetzten Kugelkopfräsers möglich. Die Auswahl erfolgte aufgrund des von SMITH und TLUSTY gegebenen Überblicks bezüglich Zerspankraftmodellen und deren Klassifizierung [SMI91].

Die Vorschuboptimierung wird durch das eigenentwickelte Programm *FEDOPT* auf Grundlage des nichtoptimierten NC-Codes durchgeführt. Ist dieser durch ein CAD/CAM-System erzeugt worden, können die darin enthaltenen Daten zur Werkstückausgangs- und -endkontur durch die Repräsentation in einem Gittermodell ebenfalls genutzt werden. Es wird in beiden Fällen die Position des Werkzeugs über ein neutrales Datenformat eingelesen. Weiterhin benötigt *FEDOPT* Informationen zur Werkzeuggeometrie sowie zu spezifischen Prozessbedingungen, die zusätzlich zum Schnittkraftmodell zur Verfügung gestellt werden. Als Ergebnis wird neben dem optimierten NC-Code auch eine Datei zur Visualisierung der Prozesskräfte in *CATIA* generiert.

Damit kann eine Verbesserung der Prozesssicherheit und -effizienz für dreiachsige Fräsbearbeitung von Freiformflächen, wie sie im Werkzeug- und Formenbau häufig auftreten, erreicht werden. Dabei erfolgt die Festlegung der Vorschubgeschwindigkeit auf Basis der Bestimmung der Eingriffsverhältnisse, einhergehend mit der Berechnung der Prozesskräfte. Dies ist sowohl für Kugelkopfräserswerkzeug wie auch für Fräswerkzeug mit zylindrischer Form möglich, jedoch kann als Werkstückausgangsgeometrie lediglich ein massiver Block vorgegeben werden. Deshalb werden verschiedene Empfehlungen gegeben, die in nachfolgenden Arbeiten teilweise Berücksichtigung fanden. Bezüglich der Geometrie wird die Verwendung von Modellen vorgeschlagen, die eine vorhergehende Bearbeitung abbilden, wie beispielsweise einen Schruppprozess. Das eingesetzte Prozesskraftmodell sollte auf ein breites Spektrum an industriell interessanten Werkstoffen und Schneidstoffen anwendbar sein. Zudem sollten die Prozesskräfte nicht das einzige Optimierungskriterium darstellen. Der Werkzeugverschleiß als wichtiger Einflussfaktor auf die Prozesssicherheit sollte ebenfalls Berücksichtigung finden. Schließlich wird die Integration in ein Expertensystem erwogen. Diese Softwaresysteme dienen zur Lösung oder Bewertung bestimmter Problemstellungen auf der Basis von Expertenwissen.

Da der Ansatz von VICTOR und KIENZLE die Variation von Spannungsdicke und Spannungsbreite einzeln betrachtet, wählt DENKENA das weniger umfangreiche Modell von KRONENBURG [DEN05]. Dieses bezieht die auftretende Schnittkraft auf einen Quadratmillimeter. Es wird weiterhin gezeigt, wie sich die Definition der spezifischen Schnittkraft nach KRONENBURG in die Definition nach VICTOR und KIENZLE überführen lässt.

Aufgrund der zahlreichen Aktivitäten im Bereich der Mikrozerspannung wird die Bestimmung der Schnittkraft beim Mikrofräsen zunehmend untersucht [URI06, KAH07]. Dabei ist mit Hilfe

der Simulation ein besseres Verständnis für die durch das Verkleinern der Eingriffsverhältnisse auftretenden Effekte möglich. Vor allem die Erhöhung der spezifischen Schnittkräfte, verursacht durch die veränderten Verhältnisse von Schneidkantenradius und Vorschub bei kleinen Werkzeugdurchmessern, steht hier im Vordergrund.

In den letzten Jahren wurde in verschiedenen Arbeiten ein Vergleich zwischen Simulationsergebnissen mit empirisch-analytischen Kraftmodellen und der FEM-Spanbildungssimulation durchgeführt [FOR06, OKA06]. Dabei zeigte sich, dass mit der FEM-Spanbildungssimulation nur die Schnitt- und Vorschubkraft hinreichend genau abbildbar ist, während bei der Modellierung mit empirisch-analytischen Methoden auch die Passivkräfte eine gute Übereinstimmung mit in Zerspanversuchen gemessenen Werten aufweisen [OKA06]. Außerdem benötigt die 3D-FEM-Simulation sehr viel längere Berechnungszeiten. Dafür erhält man mit dieser auch Informationen über thermische Größen, womit die Beanspruchung der Werkzeugschneide aufgrund der entstehenden Prozesstemperatur analysiert werden kann [FOR06]. Schließlich ist es möglich, die Spanform und deren Auswirkungen auf den Prozess vorherzusagen.

Ein sehr viel umfangreicheres Modell zur Berechnung der Schnittkraft wird von FONTAINE et al. eingesetzt [FON05]. Dabei erfolgt die Bestimmung der Prozesskräfte mittels thermomechanischer Beschreibung des schrägen Schnittprozesses. Die in der Scherzone auftretenden Spannungen werden nach dem von JOHNSON und COOK beschriebenen Zusammenhang in Abhängigkeit von Temperatur, Dehnung und Dehngeschwindigkeit berechnet. Unter Einbeziehung dieser Ergebnisse in die von MERCHANT aufgestellte Gesetzmäßigkeit hinsichtlich des Scherwinkels und der damit zusammenhängenden Prozesskräfte werden Letztere daraufhin berechnet.

ALBERSMANN wendet die Heuristik an, um den Zusammenhang zwischen Zerspanvolumen und optimalem Vorschub durch die Simulation abbilden und damit vorherbestimmen zu können [ALB99]. Mittels multiplikativer Faktoren werden die technologischen Einflüsse mathematisch beschrieben. So werden der Eingriffswinkel, die Bahnneigung und die Tatsache, ob Gleich- oder Gegenlaufräsen vorliegt, in die Modellierung mit einbezogen.

Dieses Simulationsmodell wird nun automatisch adaptiert. Dabei erfolgt parallel zur Fräsbearbeitung die Simulation der abzufahrenden Werkzeugbahn. Durch einen Messsensor werden die im realen Prozess auftretenden Kräfte gemessen und mit den berechneten Ergebnissen verglichen. Damit werden den Beanspruchungen charakteristische Eingriffssituationen zugeordnet. Dadurch kann eine deterministische Ursache-Wirkungs-Beziehung hergestellt werden. Nach einer ausreichend langen Strecke erfolgt dann eine Anpassung der Gewichtungsfaktoren der einzelnen technologischen Einflussparameter. Hierbei wird das „Simulated Annealing“

eingesetzt, um durch Reduzierung des Änderungsgrades zu Beginn eine relativ schnelle Anpassung zu erreichen, die in weiteren Optimierungsschleifen verfeinert wird [DAV91].

Mit dieser adaptiven Simulation ist es möglich, Informationen über Eingriffssituationen zu gewinnen, die anderweitig kaum zugänglich sind. Durch den Einsatz eines solchen Online-Systems können zudem für beliebige Kombinationen von Werkstück und Schneidstoff hinsichtlich Prozesssicherheit optimale Vorschubparameter festgelegt werden. Schließlich wird damit mehr Transparenz in die Prozesstechnologie gebracht.

Die Kraftberechnung für 5-achsige Fräsprozesse wurde in jüngerer Zeit angegangen [OZT05, TUN06]. Im Gegensatz zur Modellierung der Kraftkomponenten bei 3-achsigen Fräsprozessen muss hier der Anstellwinkel bei der Bestimmung der Eingriffsverhältnisse berücksichtigt werden. Darüber hinaus ist die Integration des Prozessmodells in ein Simulationssystem, das außerdem das Steuerungsverhalten und die strukturelle Festigkeit der Werkzeugmaschine abbildet, äußerst sinnvoll.

In der Luftfahrtindustrie, beispielsweise bei BOEING, werden bereits eigenentwickelte Systeme eingesetzt, die eine Vorschuboptimierung auf Basis von Prozesskräfteberechnung nutzen [LIA05]. Die Motivation liegt dabei in der automatischen und damit zeitsparenden Optimierung von vorhandenen NC-Programmen für die in dieser Branche häufig auftretenden Bauteile, die einen Zerspananteil zwischen 80 % und 90 % aufweisen. Die Berechnung der Kräfte erfolgt mit dem auf der Größe des Scherwinkels beruhenden Modell von MERCHANT, wobei die Bestimmung des Spannungsquerschnitts nach KÖNIGSBERGER und SABERWAL durchgeführt wird [KÖN61]. Neben der Hauptzeitreduzierung wurde auch ein Algorithmus zur Erkennung von Prozessstörungen („Rattern“), die sich unmittelbar auf die Oberflächenqualität auswirken, implementiert. So wird beim Überschreiten einer mechanischen Grenzbeanspruchung eine entsprechende Warnung in das auszugebende NC-Programm geschrieben. Die beschriebenen Schritte werden parallel mit der Kollisionskontrolle durchgeführt. Mit Hilfe dieses Systems werden Einsparungen bei der Bearbeitungszeit um bis zu 30 % erreicht.

### **Bestimmung der Temperaturverteilung an der Werkzeugschneide**

MICARI und UMBRELLO stellen eine inverse Vorgehensweise unter Einbezug von Ergebnissen aus numerischen Berechnungen und realen Experimenten zur Bestimmung thermischer Kennwerte für die Vorhersage der Temperaturverteilung in der Werkzeugschneide vor [YVO04]. Dabei werden der an der Spanfläche auftretende Wärmestrom sowie die Wärmeübergangszahl zwischen Werkzeugoberfläche und ihrer Umgebung während eines Orthogonalschnittprozesses ermittelt. Als Ergebnis konnte festgestellt werden, dass der Ansatz des geteilten Schneidwerkzeugs nach TÖNSHOFF eine praktikable Möglichkeit zur getrennten Betrachtung

der thermischen Effekte darstellt [TÖN00]. Weiterhin wurde gezeigt, dass die Temperatur auf der Freifläche in erster Linie vom Wärmestrom, der in der Nähe der Schneidenspitze auftritt, beeinflusst wird. Schließlich bewährte sich die eingesetzte inverse Methodik zur Beurteilung des Wärmestroms aufgrund der Temperaturdaten. FILICE beschreibt darüber hinaus die Bestimmung des Wärmestroms mit Hilfe der FEM und den in Zerspanversuchen gemessenen Temperaturen unter Berücksichtigung des aufgrund der Prozessparameter und Schnittkräfte generierten prozentualen Anteils an der Gesamtprozessenergie, der in Wärme umgewandelt wird [FIL05]. Eine starke Abhängigkeit zwischen der Wärmemenge, die ins Werkzeug fließt, und der Schnittgeschwindigkeit sowie dem Vorschub konnte durch eine statistische Auswertung nachgewiesen werden.

### **Verschleiß**

Für die Modellierung des Werkzeugverschleißes werden empirische und differentielle Ansätze angewendet. Empirische Verschleißmodelle beschreiben einen einfachen Zusammenhang zwischen Werkzeugstandzeit und Prozessparametern oder Werkzeugbeanspruchungsgrößen [TAY07, HAPOT79]. So verwendet TAYLOR die Schnittgeschwindigkeit im Gegensatz zu HASTING, der die Prozesstemperatur als maßgebliche Größe in sein Modell integriert. Mittels spezifischer Konstanten werden diese Modelle dann an die entsprechend eingesetzte Kombination aus Werkstückwerkstoff und Schneidstoff angepasst. Differentielle Modelle geben darüber hinaus den auftretenden Werkzeugverschleiß bezogen auf ein Zeitinkrement an. Dabei berücksichtigt das Modell von USUI neben der Temperatur und der Schnittgeschwindigkeit auch die mechanische Beanspruchung anhand der an Frei- und Spanfläche auftretenden Normalspannungen [USU78]. Dieses Modell wurde zur Simulation von Auswirkungen adhäsiver Verschleißmechanismen entwickelt. Das Modell von TAKEYAMA und MURATA wiederum bezieht die Schnittgeschwindigkeit, den Vorschub, die Prozesstemperatur sowie die Aktivierungsenergie mit ein, um den diffusiven Verschleiß vorherzusagen [TAK63].

KAMM dagegen bildet den Werkzeugverschleiß durch ein Polynom dritter Ordnung ab, das die Verschleißgröße als Funktion des zurückgelegten Schnittwegs beschreibt [KAM77]. Dies begründet sich in der Kurvenform einer solchen Funktion, die dem üblicherweise auftretenden Verschleißverhalten bei der überwiegenden Anzahl von Zerspanprozessen annähernd entspricht. Somit bildet sie die drei Verschleißbereiche ab: den initialen starken Anstieg aufgrund des Einschwingvorgangs am Beginn des Zerspanprozess, den darauf folgenden mit relativ geringer und konstanter Steigung fortschreitenden Verschleiß sowie schließlich den exponentiell stark ansteigenden Verschleiß bis zum Versagen der Schneide beim Erreichen des Standzeitkriteriums. ZABEL erweitert das Modell von KAMM um die Beschreibung, ob ein Gleich- oder Gegenlauf vorliegt, da der Fräser sich relativ zur Werkstückoberfläche in Aufwärtsbewegung

(Zielschnitt) oder Abwärtsbewegung (Bohrschnitt) befindet. Außerdem wird eine minimale Spannungsdicke eingeführt, ab der von einer Spannbildung ausgegangen werden kann, was bedeutet, dass die Reib- und Quetschvorgänge an der Schneide nicht dominierend sind. Schließlich werden die einzelnen Abschnitte entlang der Schneidkante, die mit dem Werkstück in Kontakt stehen, entsprechend ihrer unterschiedlich starken Beanspruchung gewichtet.

Anhand von zwei Testwerkstücken wurde das von ZABEL entwickelte System zur Verschleißvorhersage validiert. Dabei konnte festgestellt werden, dass der Verschleiß mit einer für die Praxis ausreichenden Genauigkeit vorhergesagt werden kann. Damit ist das System als Hilfsmittel für die Entscheidung, zu welchem Zeitpunkt ein Werkzeugwechsel sinnvoll erscheint, im Vorfeld der Bearbeitung verwendbar. Auf dieser Grundlage kann dann eine entsprechende Anpassung der Prozessstrategie erfolgen, indem beispielsweise der Werkzeugwechsel in einen Abschnitt des Bauteils gelegt wird, bei dem eine geringe Anforderung an die Oberflächenqualität gestellt wird.

Eine völlig andere Herangehensweise zur Vorhersage des Verschleißes stellt der Einsatz von künstlichen neuronalen Netzen nach FRIES dar [FRI99]. Die Motivation dafür resultiert aus der zentralen Problematik, dass bei der Prozessüberwachung die gemessenen Größen von einer Vielzahl von Bearbeitungsparametern abhängig sind. So können die Messwerte durch Chargenschwankungen des Werkstoffs oder den Einsatz einer anderen Werkzeuggeometrie stärker beeinflusst werden als durch die verschleißbedingte Werkzeugveränderung. Deshalb wird hier zur Erhaltung der Prozesssicherheit die Verwendung eines sensorgestützten, anpassungsfähigen Überwachungsmodells propagiert. Weiterhin wird die Tatsache hervorgehoben, dass die Beziehungen der einzelnen Kenngrößen in starkem Maße nichtlinear und damit schwierig zu modellieren sind. Die Modellierung mit Hilfe des Trainings von neuronalen Netzen anhand einer ausreichend hohen Anzahl an Daten erscheint für diese Aufgabe einfacher. Durch die Lern- und Adaptionfähigkeit ist zudem ein fehlertolerantes Verhalten gegeben, das beim Generalisieren, das heißt beim Anwenden des gelernten Wissens auf neue Anwendungsfälle, zum Tragen kommt. Die Vorgehensweise setzt sich dabei aus der Durchführung von Zerspanversuchen mit einhergehender Messdatenaufnahme, anschließender Signalanalyse sowie der darauf folgenden Merkmalsberechnung und schließlich dem Lernvorgang durch Klassifikation von Mustern zusammen. FRIES kommt nach einer Bewertung verschiedener künstlicher neuronaler Netzwerkarten zu dem Schluss, dass das Cascade-Correlation-Netzwerk bezüglich des Generalisierungsfehlers am günstigsten abschneidet. Somit wurde nachgewiesen, dass neuronale Netze in der Lage sind, Verschleißzustände aufgrund von Zerspankraftsignalen zuverlässig zu erkennen. Allerdings ist hierfür eine große Menge an Falldaten nötig, um ein ausreichend trainiertes Netzwerk zu erhalten, was mit entsprechendem Aufwand verbunden ist [Du01].

## 2.5 Grundlagen der Zerspantung mit geometrisch bestimmter Schneide

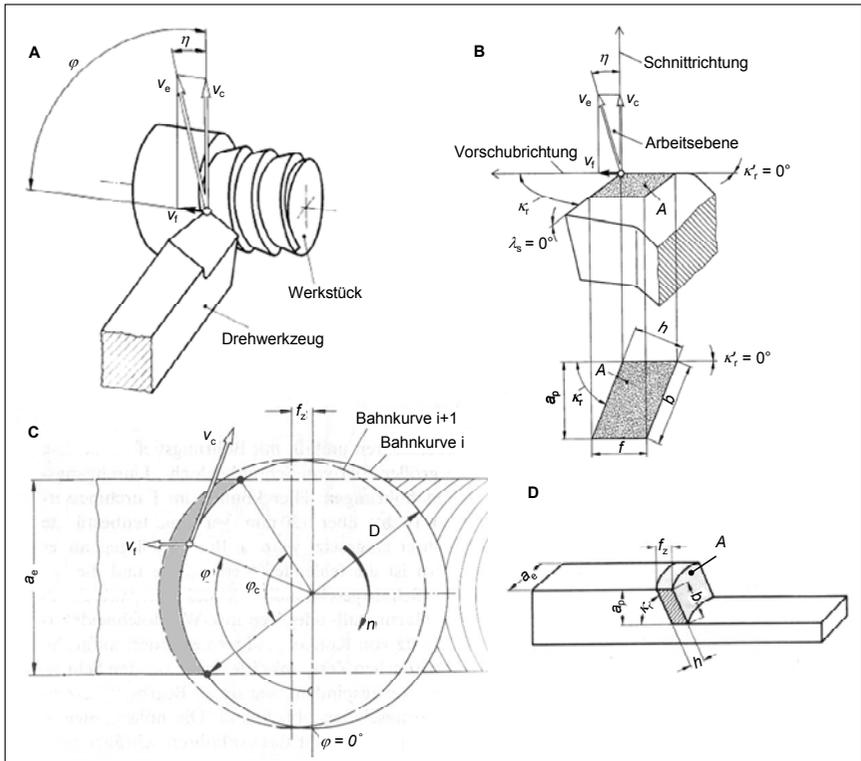
### 2.5.1 Spanungsgrößen und Geschwindigkeiten

Beim Drehen bzw. beim Fräsen gibt es vielfältige Spanungs- und Geschwindigkeitsgrößen, die den Zerspanprozess beeinflussen. Sie sind in **Bild 2.5** dargestellt, wobei die Richtungen der angetragenen Geschwindigkeiten darauf basieren, dass das Werkstück ruht und das Werkzeug die Bewegungen ausführt.

Aus der Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  und der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  ergibt sich durch vektorielle Addition die Wirkgeschwindigkeit  $v_e$ . Zwischen den beiden letztgenannten Größen kann der Wirkrichtungswinkel  $\eta$  gemessen werden. Der Vorschubrichtungswinkel  $\varphi$  zwischen Vorschub- und Schnittrichtung beträgt beim Drehen immer  $90^\circ$  (Bild 2.5 A). Beim Fräsen ist dieser dagegen, ebenso wie die Spanungsdicke  $h$ , variabel. Beide Größen ändern sich während des Spanvorgangs und sind abhängig vom Eingriffswinkel  $\varphi_c$  (Bild 2.5 C). Der Arbeitseingriff  $a_e$  ist nach Gleichung (2.1) mit  $\varphi_c$  verknüpft – in Abhängigkeit des Durchmessers  $D$  des Fräswerkzeugs [Tsc05].

$$\cos(\varphi_c) = 1 - \frac{2 \cdot a_e}{D} \quad (2.1)$$

In Bild 2.5 B wird die Werkzeugschneide in der Schneidenecke betrachtet, wobei der Neigungswinkel  $\lambda_s$  und der Einstellwinkel der Nebenschneide  $\kappa'_r$  null sind. Der Einstellwinkel  $\kappa_r$  verbindet die Vorschubrichtung mit der Hauptschneide. In den Bildern 2.5 B und D ist der entstehende Spanungsquerschnitt A für das jeweilige Bearbeitungsverfahren dargestellt. Er beschreibt die Querschnittsfläche eines abzunehmenden Spans senkrecht zur Schnittrichtung und kann aus den Eingriffsgrößen Schnitttiefe bzw. Schnittbreite  $a_p$  und Vorschub  $f$  oder aus den Spanungsgrößen Spanungsbreite  $b$  und Spanungsdicke  $h$  berechnet werden.



**Bild 2.5** Geschwindigkeiten und Winkel beim Drehen (A) und Stirn(umfangs)fräsen (C) sowie Spanungsgrößen bei vereinfachter Betrachtung für beide Verfahren (B, D) [DIN6580, Tsc05]

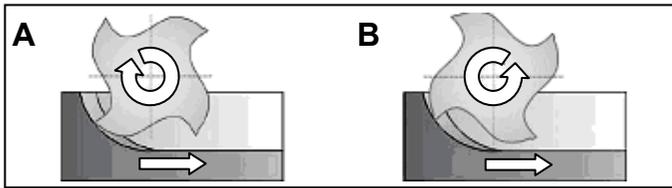
Die folgenden Gleichungen gelten für eine vereinfachte Betrachtung, die unter den Voraussetzungen einer geraden Schneide, der Vernachlässigung des Eckenradius und der Bedingung  $\lambda_s = \kappa'_r = 0^\circ$  zulässig ist [DIN6580].

$$A = a_p \cdot f = b \cdot h \quad (2.2)$$

Den Zusammenhang zwischen diesen Größen beschreiben die Gleichungen (2.3) und (2.4).

$$h = f \cdot \sin(\kappa_r) \quad (2.3)$$

$$b = \frac{a_p}{\sin(\kappa_r)} \quad (2.4)$$



**Bild 2.6** Gegenlaufräsen (A) und Gleichlaufräsen (B)

Beim Fräsen wird darüber hinaus noch in die kinematisch verschiedenen Verfahrensvarianten Gleich- und Gegenlaufräsen unterschieden. Gleichlauf ist die übliche Bearbeitungsstrategie, weil die Fräaserschneiden sofort beim Anschnitt einen Span definierter Dicke schneiden können und es nicht zu verschleißfördernden Reibvorgängen wie beim Gegenlaufräsen kommt (**Bild 2.6** und **Tabelle 2.2**).

**Tabelle 2.2** Vergleich zwischen Gegenlaufräsen und Gleichlaufräsen [WER08]

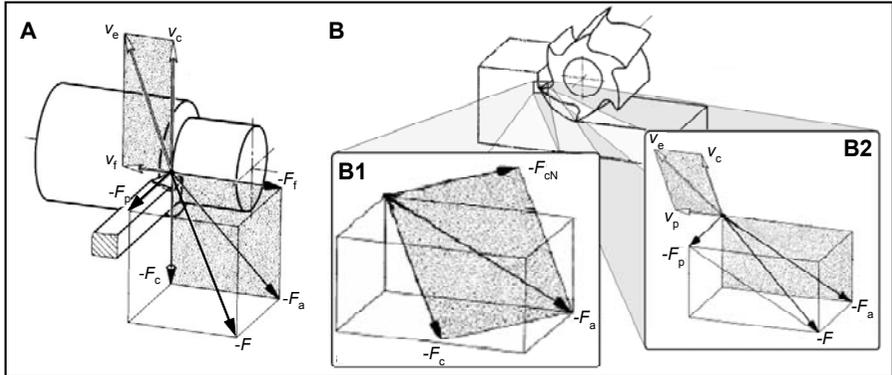
Gegenlaufräsen	Gleichlaufräsen
Minimale Spannungsdicke beim Schneideneintritt, Maximum wird bei $\varphi = 90^\circ$ erreicht.	Maximale Spannungsdicke bei $\varphi = 0^\circ$ , Abfall auf Minimum beim Schneidenaustritt.
+ Anwendung nur bei ungenügender Steifigkeit der eingesetzten Werkzeugmaschine und daraus resultierender inakzeptabler Bearbeitungsgenauigkeit.	+ Wirkungsvolle Zerspanung + Lange und zuverlässige Standzeiten + Bessere Oberflächengüten, besonders bei rostbeständigen Stählen, Aluminium und Titanlegierungen
- Werkstück wird tendenziell „weggedrückt“. - Aufgrund minimaler Spannungsdicke beim Eintritt gleiten die Schneiden über die Werkstückoberfläche, wodurch der Werkstückwerkstoff „gequetscht“ und nicht zerspannt wird. Dadurch entsteht eine hohe Reibung zwischen Werkzeugfreifläche und Werkstück, die zu erheblichem Verschleiß beiträgt.	- Erhebliches Risiko von Werkzeugbruch, wenn aufgrund unzureichender Steifigkeit der Werkzeugmaschine eine Schwingungsanregung auftritt.

## 2.5.2 Belastungen am Schneidteil

### Mechanische Belastungen

Die am Schneidteil eines Drehmeißels wie auch am Schneidteil eines Fräasers auftretenden Zerspankräfte haben zwei Ursachen: Zum einen entstehen sie durch den Scherwiderstand des Werkstückwerkstoffs und zum anderen durch die Reibung zwischen dem Werkstück und dem

Werkzeug an der Span- und Freifläche [Tsc05]. Die Zerspankraft  $F$  wird nach [DIN6584] auf das Werkstück wirkend definiert und setzt sich aus der Aktivkraft  $F_a$  und der Passivkraft  $F_p$  zusammen. In **Bild 2.7** sind die Zerspankräfte und ihre Komponenten allerdings als Reaktionskräfte angetragen.



**Bild 2.7** Kräfte am Schneidteil beim Drehen (A) sowie Komponenten der Aktivkraft (B1) und Komponenten der Zerspankraft (B2) beim Fräsen [DIN6584]

Beim Drehen bilden Schnitt- und Vorschubkraft ( $F_c$  und  $F_t$ ) zusammen die Aktivkraft und zeigen in Schnitt- bzw. Vorschubrichtung. Beim Fräsen erfolgt die Zerlegung der Aktivkraft in die Zerspankraftkomponenten Schnittkraft  $F_c$  und die in die senkrecht zu dieser wirkende Schnitt-Normalkraft  $F_{cN}$ . Sie liegen in der Arbeitsebene und sind bestimmend für die Schnitt- und Antriebsleistung einer Dreh- bzw. Fräsmaschine. Senkrecht zur Arbeitsebene zeigt die Passivkraft  $F_p$ . Sie erzeugt keine Leistung beim Spanen [DEG00].

Eine zweidimensionale Betrachtung des Zerspanvorgangs ist beispielsweise in der Werkzeug-Orthogonalebene möglich. Es wird davon ausgegangen, dass diese mit der Wirk-Orthogonalebene zusammenfällt. In der Werkzeug-Orthogonalebene stellen sich die Zerspankräfte des Drehens nach **Bild 2.8 B** dar. Die entsprechenden Kräfte für das Fräsen sind in **Bild 2.8 C** abgebildet.

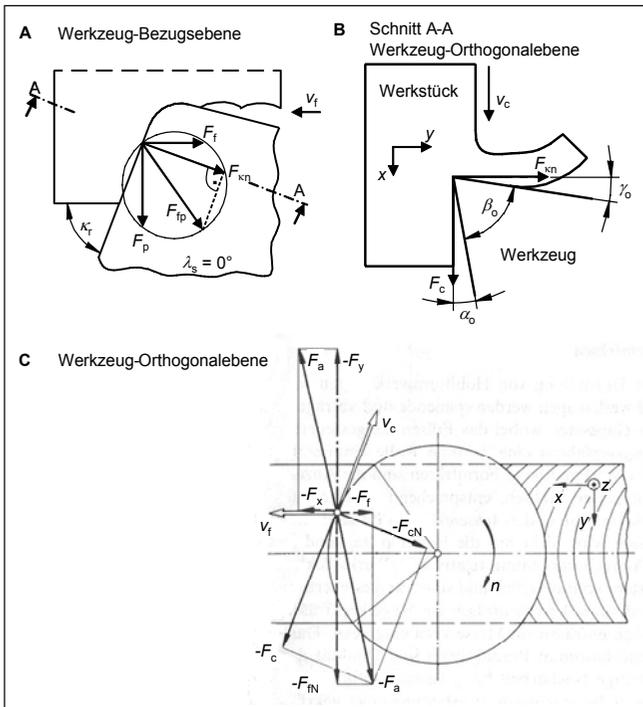
Im für den Drehprozess betrachteten Schneidpunkt greift in x-Richtung des eingeführten Koordinatensystems die Schnittkraft  $F_c$  an (**Bild 2.8 B**). Die in y-Richtung wirkende Kraft ist die Normalkraft zur Hauptschneide  $F_{cN}$ . Sie kann als Projektion der resultierenden Kraft aus Vorschub- und Passivkraft  $F_{tp}$  in die Werkzeug-Orthogonalebene aufgefasst werden (**Bild 2.8 A**). Unter den Voraussetzungen, dass der Neigungswinkel  $\lambda_s$  gleich null ist und die Einflüsse der

Schneidkantenrundung und der Nebenschneide gering sind, berechnet sich die Schnittkraft nach [KÖN97] aus:

$$F_{\kappa N} = F_f \cdot \sin(\kappa_r) + F_p \cdot \sin(\kappa_r) \quad (2.5)$$

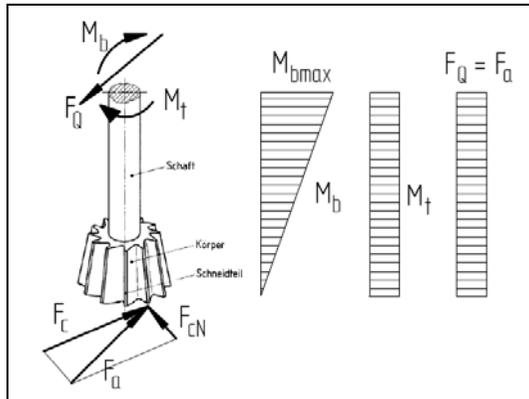
Aus Gleichung (2.5) wird ersichtlich, dass bei einem Einstellwinkel  $\kappa_r = 90^\circ$  die Normalkraft zur Hauptschneide gleich der Vorschubkraft ist und die Spanungsdicke  $h$  nach Gleichung (2.3) dem Vorschub  $f$  entspricht. In diesem Fall steht die Hauptschneide senkrecht zur Vorschubrichtung, sodass ein Orthogonalschnitt stattfindet.

Für eine näherungsweise Betrachtung des Außenlängsdrehens als Orthogonalschnitt nennt MÜLLER zusätzlich zu den genannten Voraussetzungen folgende Bedingungen [MÜL04, KÖN97]: großes Verhältnis von Spanungsbreite  $b$  zu Spanungsdicke  $h$  und geringer Einfluss des Einstellwinkels  $\kappa_r$  auf die Spanbildung. Die entsprechende Betrachtung für den Fräsprozess ist in Kapitel 6.1.2 beschrieben.



**Bild 2.8** Kräfte in der Werkzeug-Bezugsebene (A) sowie in der Werkzeug-Orthogonalebene (B) beim Drehen und Fräsen (C) [Kön97, Tsc05]

Infolge der wirkenden Zerspankräfte entstehen in einem Fräswerkzeug Spannungen, die zu einem Bruchversagen infolge mechanischer Überlastung führen können. In **Bild 2.9** sind die auf einen Fräser wirkenden Kräfte dargestellt. Zur Vereinfachung wird davon ausgegangen, dass sich nur eine Schneide im Eingriff befindet. Die Passivkraft wurde aufgrund der geringen Höhe vernachlässigt. Daneben ist das im Schaft wirkende Biegemoment skizziert.



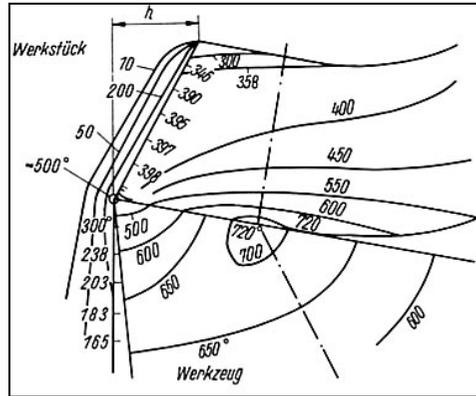
**Bild 2.9** Auf das Fräswerkzeug wirkende mechanische Belastungen [DUB98]

Von der Werkzeugspitze ausgehend hin zur Werkzeugeinspannung besitzt das Biegemoment einen linearen Anstieg. Hierdurch treten im Werkzeugschaft im Bereich des Übergangs von freiem Schaft in das Einspannungsfutter der Spindel die größten Beanspruchungen auf. Aufgrund der Biegung bildet sich dabei sowohl ein auf Zug als auch ein auf Druck belasteter Querschnittsbereich aus. Dabei entstehen auf der einen Seite Zugspannungen und auf der gegenüberliegenden Seite Druckspannungen. Werden die an dieser Stelle wirkenden Vergleichsspannungen ermittelt und mit einer zulässigen Vergleichsspannung abgeglichen, sind Aussagen über den Beanspruchungszustand des Fräswerkzeugs möglich.

### Thermische Belastungen

Nahezu die gesamte mechanische Wirkarbeit wird beim Zerspanen in Wärme umgewandelt. Dies geschieht im Wesentlichen durch Verformungsarbeit in der Scherebene und durch Reibungsarbeit in den Kontaktzonen von Span und Spanfläche sowie Werkstück und Freifläche [DEG00]. Obwohl nur ein Anteil von 2 % der entstehenden Wärme in das Werkzeug übergeht, bilden sich auf der Spanfläche oder in einem nahen Bereich darunter die höchsten Temperaturen (**Bild 2.10**). Der Großteil der Wärme, etwa 60 %, wird über den Span und weitere 38 % werden in das Werkstück abgeleitet [PAU93]. Die Werte sind jedoch nach [PAU93] von der

Temperatur und damit auch von der Schnittgeschwindigkeit abhängig. In jüngeren Untersuchungen werden andere Verhältnisse angegeben [KÖN97]. Demnach gehen 18 % der erzeugten Wärme in das Werkzeug, 75 % in den Span und nur 7 % in das Werkstück über. Entspricht die zugeführte Wärmemenge der abgeführten, so ändern sich die Temperaturverteilungen nicht mehr.



**Bild 2.10** Temperaturverteilung an einem Hartmetalldrehteil [VIE59]

Da die entstehenden Temperaturen von den Spanungsbedingungen abhängig sind, werden sie durch Vergrößerung von Schnittgeschwindigkeit, Vorschub und Schnitttiefe sowie durch Verringerung des Spanwinkels erhöht [DEG00]. Aus der Kenntnis der Temperaturentwicklung lassen sich Aussagen über das thermische Verschleißverhalten des Werkzeugs treffen. Dabei ist insbesondere zu berücksichtigen, dass ab einer bestimmten Temperatur der Schneidwerkstoff zu erweichen beginnt.

### 3 Zielstellung und Vorgehensweise

Durch die heutigen Anforderungen an den Zerspanprozess gewinnt die HPC-Bearbeitung stark an Bedeutung. Mit ihr soll das Zeitspanvolumen maximiert werden. Dies erfordert die Ausschöpfung des fertigungstechnischen Potenzials insbesondere bei Zerspanwerkzeugen und der Prozessstrategie.

Der erfolgreiche Einsatz der Simulation von Fertigungsprozessen bei verschiedenen Fertigungsverfahren stellt einen weiteren Trend der letzten Jahre dar. Dabei zeigt sich einerseits, dass durch Simulation der auf das Werkzeug wirkenden Beanspruchungen dessen Leistungsfähigkeit signifikant verbessert wird. Andererseits trägt die Simulation entscheidend zur Auslegung kostenoptimierter Prozessabläufe durch Reduktion der Bearbeitungszeit und gleichzeitige Gewährleistung hinreichender Prozesssicherheit bei. In zahlreichen Forschungsarbeiten wurde deshalb die Entwicklung von Simulationsansätzen für zerspanende Fertigungsverfahren mit geometrisch bestimmter Schneide stark vorangetrieben. Wie aus dem vorigen Kapitel hervorgeht, lassen sich zwei grundverschiedene Gruppen von Ansätzen identifizieren: auf empirisch-analytischen Gleichungen basierende und mit numerischen Verfahren wie der FEM realisierte Zerspansimulationen.

Für den Werkzeughersteller bietet die numerische Simulation der Spanbildung in Relation zum Aufwand ein hohes Nutzenpotenzial bei der Entwicklung der Schneidengeometrie. Hinsichtlich der detaillierten Abbildung von Spanbildungsvorgängen über lange Zerspanwege hinweg gibt es jedoch aufgrund der begrenzten Elementanzahl und der langen Rechenzeiten noch Verbesserungspotenziale. Gerade bei der Betrachtung des HPC-Fräsens mit hoher Eingriffsbreite bzw. großem Eingriffswinkel und der damit einhergehenden Größe des Modellausschnitts würden diese voll zum Tragen kommen. Eine Anpassung des Modellausschnitts gewährleistet hier durch die geringere Modellgröße eine höhere Genauigkeit bei stark reduzierter Rechenzeit. Zusätzlich bietet die 2D-Simulation gegenüber der 3D-Simulation eine Zeiteinsparung, ohne zwangsläufig zu einem Informationsverlust zu führen. Im Gegensatz zur Drehbearbeitung ist für die kinematisch komplexere Fräsbearbeitung ein solches Modell nicht verfügbar.

Für die Prozessauslegung in der zerspanenden Fertigung eignet sich die Vorschubanpassung durch Simulation wegen der kurzen Berechnungsdauer am besten. Dies ist insbesondere der Fall bei der Zerspanung mit stark variierenden Eingriffsverhältnissen aufgrund komplexer Bauteilgeometrien in Verbindung mit hohen Zeitspanvolumina. Bei kommerziell verfügbarer Software sind dafür jedoch vom Anwender vorzugebende Erfahrungswerte als Eingabe notwendig. Die Simulation auf Basis empirisch-analytischer Gleichungen zur Berechnung der Werkzeug-

beanspruchung und des hieraus resultierenden Verschleißes eröffnen dagegen großes Verbesserungspotenzial hinsichtlich der Ergebnisgüte.

Zwar sind Ansätze zur Vorschubanpassung auf Basis von empirisch-analytischen Zerspankraftmodellen und heuristischer Vorgehensweise vorhanden. Die thermische Werkzeugbeanspruchung bleibt dabei jedoch unberücksichtigt, obwohl ihr gerade bei großen Eingriffswinkeln eine erhebliche Bedeutung zukommt. Für die Berechnung des Werkzeugverschleißes ist die Modellierung mittels Näherungsfunktion, die den typischen Kurvenverlauf über die Standzeit beschreibt, durchgeführt worden. In die Berechnung fließen dabei die entscheidenden Größen Zerspankraft und -temperatur aber nur indirekt ein. Damit ist eine Berechnung des Verschleißfortschritts infolge der während einer spezifischen Bearbeitung in Abhängigkeit der Eingriffssituationen auftretenden Kräfte und Temperaturen nicht möglich. Der Einsatz von künstlichen neuronalen Netzen bietet hier Abhilfe, erfordert jedoch einen nicht unerheblichen Zeitaufwand für das Training des Netzes. Die Anwendung von differentiellen Verschleißmodellen wie dem nach Usui wurde innerhalb der Prozesssimulation bisher nicht verfolgt. Durch die Bestimmung des Werkzeugverschleißes in diskreten Schritten ist dieses Modell jedoch für die abschnittsweise Berechnung entlang eines Werkzeugwegs prädestiniert. Schließlich muss festgestellt werden, dass bislang keine Kombination aus Vorschuboptimierung und Verschleißprognose verwirklicht wurde.

Dies zeigt, dass noch erhebliche Lücken in der Funktionalität der Zerspannsimulation bestehen. Sie führen zu einer unzureichenden Nutzung durch industrielle Anwender. Eine Fortentwicklung hinsichtlich einer Erweiterung der Modelle würde diesem Umstand deutlich entgegenwirken.

### **Hauptziel der Arbeit**

Das Hauptziel dieser Arbeit liegt daher in der Weiterentwicklung der Zerspannsimulation sowohl für den bedarfsgerechten Einsatz beim Werkzeughersteller wie in der spanenden Fertigung. Aufgrund der wirtschaftlichen Bedeutung wurde dafür das Fertigungsverfahren Fräsen (Umfangs-, Stirn- und Stirnumfangsfräsen [DIN8589]) gewählt, um die erreichbaren Verbesserungspotenziale aufzuzeigen. Wegen der unterschiedlichen Anforderungen werden hierbei zwei verschiedene Richtungen verfolgt (**Teilziele 1** und **2**). Mit **Teilziel 3** sollen die in einer Verknüpfung beider Ansätze liegenden Vorteile aufgezeigt werden (**Bild 3.1**).

#### **1. Teilziel: FEM-Zerspannsimulation für den effizienten Einsatz beim Werkzeughersteller**

Im ersten Teilziel soll die Modellgröße durch die Wahl eines hinsichtlich Berechnungsgenauigkeit und Rechenzeit optimalen Modellausschnitts angepasst werden. Außerdem soll durch eine automatische Modellierung eine einfache Bedienung der 2D-Frässimulation mit Anpassung des Modellausschnitts bei gleichzeitig großer Variabilität bezüglich Werkzeuggeometrie und

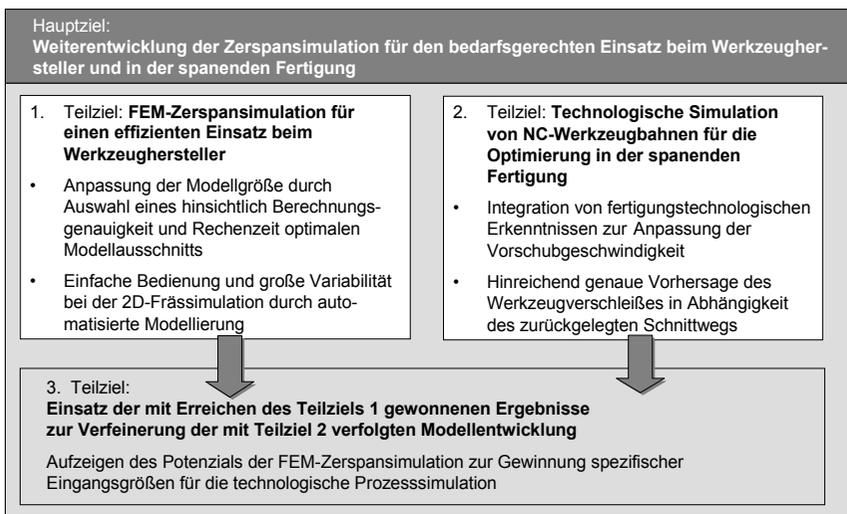
Prozessparametern ermöglicht werden. Dies soll zu einer Reduzierung des Vorbereitungs- aufwands und somit zur Zeiteinsparung bei der Durchführung von Simulationsexperimenten beitragen.

## 2. Teilziel: Technologische Simulation von NC-Werkzeugbahnen für die Optimierung in der spanenden Fertigung

Durch Integration von fertigungstechnologischen Erkenntnissen soll eine Reduzierung der Hauptzeit ohne Minderung der Prozesssicherheit bei stark variierenden Eingriffsverhältnissen realisiert werden. Dabei soll eine optimale Anpassung des maßgeblichen Prozessparameters Vorschubgeschwindigkeit erfolgen. Dies ist aufgrund des Vergleichs von tatsächlich auftretender mit der maximal zulässigen mechanischen und thermischen Werkzeugbeanspruchung sicherzustellen. Dazu sind in hinreichend kurzen Abständen entlang der NC-Werkzeugbahn die Beanspruchung in Abhängigkeit der Eingriffsverhältnisse analytisch zu berechnen. Unter Nutzung der Ergebnisse soll weiterhin eine hinreichend genaue Vorhersage des Werkzeugverschleißes in Abhängigkeit des zurückgelegten Schnittwegs erhalten werden.

## 3. Teilziel: Einsatz der mit Erreichen des Teilziels 1 gewonnenen Ergebnisse zur Verfeinerung der mit Teilziel 2 verfolgten Modellentwicklung

Abschließend soll gezeigt werden, inwieweit unter Anwendung der FEM-Zerspansimulation spezifische Eingangsgrößen für die Prozesssimulation zu gewinnen sind. Dadurch soll das Potenzial, das in einer Verknüpfung beider Simulationsansätze liegt, auf seine Möglichkeiten hin geprüft und bewertet werden.



**Bild 3.1** Zielstellung und Vorgehensweise

## 4 Definition der Modellausschnittsgröße unter Berücksichtigung der Berechnungsgüte

Um eine korrekte Berechnung innerhalb eines Modellausschnitts zu gewährleisten, werden in diesem Kapitel die Einflussfaktoren auf die Ergebnisse einer Spanbildungssimulation betrachtet. Aufgrund der einfacheren Zerspanbedingungen soll dies zunächst anhand einer Simulation des Orthogonalschnitts erfolgen (entspricht einer Drehsimulation mit großem Werkstückdurchmesser). Anschließend werden die Ergebnisse auf die Simulation von Fräsprozessen übertragen und auf Anwendbarkeit überprüft. Die Einflussfaktoren auf die Ergebnisse einer Drehsimulation lassen sich in zwei Gruppen klassifizieren: FEM-spezifische und aus den Zerspanbedingungen resultierende Einflussgrößen. Um die Auswirkungen einiger dieser Faktoren zu untersuchen, wurden verschiedene Drehsimulationen an einem herkömmlichen Simulationsmodell ohne Anpassung des Modellausschnitts durchgeführt. **Tabelle 4.1** führt wesentliche Einflussgrößen auf und gibt an, ob eine Variation in den folgenden Untersuchungen vorgenommen worden ist. Die konstant gehaltenen Einflussfaktoren wurden nicht weiter betrachtet, weil eine Betrachtung aller Einflussparameter eine unverhältnismäßig hohe Anzahl an Simulationsrechnungen zur Folge gehabt hätte. Deshalb wurde die Auswahl auf diejenigen Parameter beschränkt, die einen vergleichsweise hohen Einfluss auf die Simulationsergebnisse, insbesondere die Schnittkraft, ausüben. Dies geschah auf der Grundlage von Erfahrungen, die in zahlreichen früheren Spanbildungssimulationen gesammelt wurden.

Die Vernetzungsparameter wurden entsprechend der aus den unterschiedlichen Größen der einzelnen Werkstückmodelle resultierenden Veränderung der Elementierung angepasst. Ein vollständiger Ausgleich konnte jedoch nicht erreicht werden. Die Anpassung wurde durch die Verringerung oder Erhöhung der Elementzahl, Lage und Anzahl der Mesh Windows sowie die Veränderung der den Mesh Windows zugewiesenen Gewichtungsfaktoren vorgenommen. Die im Rahmen der Einflussanalyse durchgeführten Simulationen wurden mit gleichbleibenden thermischen Randbedingungen durchgeführt. Ein Wärmefluss zwischen dem Werkstückmodell und seiner Umgebung wurde unterdrückt; innerhalb desselben war er aber möglich. Somit sind alle Simulationen als adiabatisch anzunehmen. Aufgrund der kurzen Simulationszeiträume ist diese Betrachtungsweise zulässig. Der Reibwert der Coulomb'schen Reibung zwischen Span und Werkzeug wurde einheitlich mit  $\mu = 0,3$  angenommen. Da der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Schnittkraft nicht untersucht werden sollte, blieb auch diese mit  $v_c = 100$  m/min unverändert. In allen Simulationen aus Kapitel 4.1 betrug das Zeitinkrement  $\Delta t = 0,002$  s. In den Simulationen aus Kapitel 4.2 und 4.3 betrug es  $\Delta t = 10^{-7}$  s. Die Geschwindigkeiten der Randknoten des Werkstücknetzes zwischen  $P_0$  und  $P_1$  in mathematisch positiver

Drehrichtung gesehen wurden in x- und y-Richtung zu null gesetzt (**Bild 4.2**). Als Werkstückwerkstoffe wurden C45 und Cf53 mit starr-plastischem Materialverhalten verwendet.

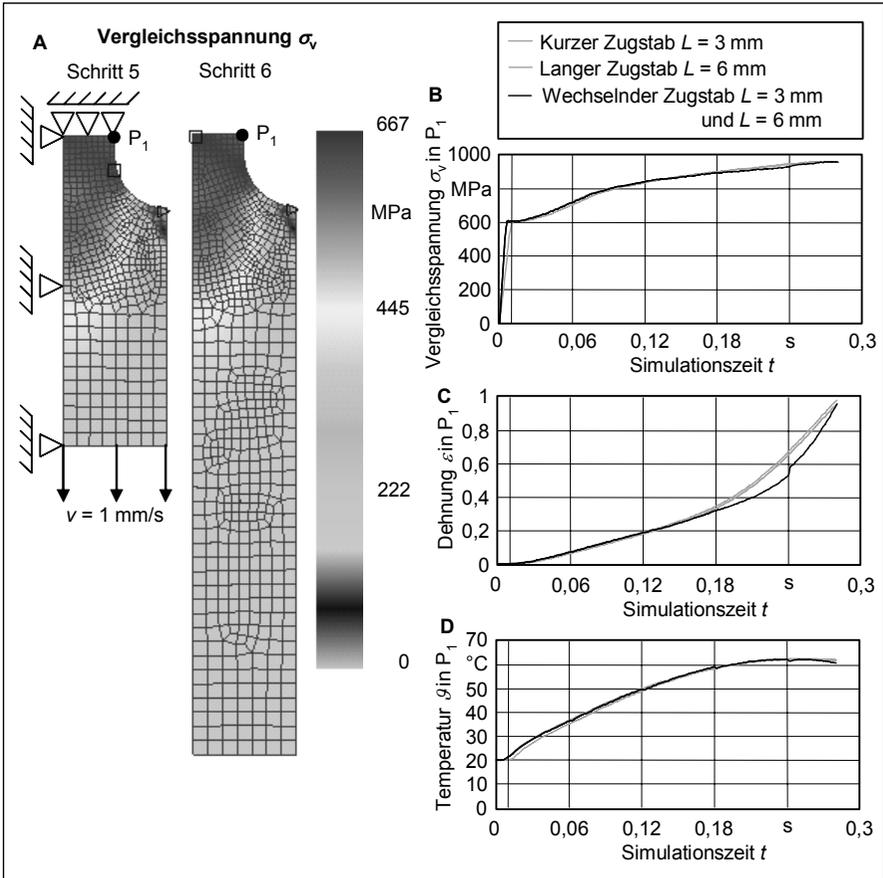
**Tabelle 4.1** Einflussfaktoren auf die Zerspannsimulation

<b>FEM-spezifische Einflussfaktoren</b>	Größe des Modellausschnitts	variiert
	Kleinste Elementkantenlänge	(nahezu) konstant
	Verteilung der Netzdichte	(nahezu) konstant
	Remeshing-Rate	konstant
	Thermische Randbedingungen	konstant
	Geschwindigkeits-Randbedingungen	konstant
	Reibung zwischen Span und Werkzeug $\mu$	konstant
<b>Einflussfaktoren aus Zerspanbedingungen</b>	Werkstückwerkstoff	variiert
	Spanwinkel $\gamma$	variiert
	Schneidkantenverrundung $r_n$	konstant
	Spanungsdicke $h$	variiert
	Schnittgeschwindigkeit $v_c$	konstant

#### 4.1 Auswirkung der Längenänderung eines Modellausschnitts auf das Simulationsergebnis

Anhand der Simulationen eines gekerbten Zugstabs sollte vor der Erstellung des Programms zur automatischen Anpassung des Modellausschnitts geprüft werden, ob durch den Wechsel der Länge des Modells innerhalb einer Simulation ein Einfluss auf die Verteilung der Vergleichsspannung nach von Mises  $\sigma_v$ , auf die Dehnung  $\varepsilon$  und die Temperatur  $\vartheta$  besteht (**Bild 4.1**). Dazu wurden zunächst ein kurzer Zugstab mit einer Länge von  $L = 3$  mm und ein weiterer mit  $L = 6$  mm unter Ausnutzung ihrer Symmetrie bezüglich der Längsachse simuliert. In einer dritten Simulation wechselte die Zugstablänge zwischen  $L = 3$  mm und  $L = 6$  mm von Rechenzeitschritt 5 zu 6 und zu den Zeitpunkten  $t = 0,06$  s,  $t = 0,12$  s,  $t = 0,18$  s und zum letzten Mal bei  $t = 0,24$  s (siehe vertikale Gitterlinien in Bild 4.1 B–C). Die Veränderungen in der Abmessung geschahen manuell, indem der Stab neu vernetzt, die Zustandsgrößen interpoliert und die Randbedingungen neu aufgetragen wurden. In den Simulationen mit den gleichbleibenden Zugstablängen gab es hingegen keine Remeshings. Das Zeitinkrement

betrug in allen Simulationen 0,002 s. Als Werkstückwerkstoff wurde C45 mit elastisch-plastischem Materialverhalten verwendet.



**Bild 4.1** Ergebnisse der Simulationen von gekerbten Zugstäben: Verteilung der Vergleichsspannung nach von Mises (A) und deren zeitlicher Verlauf in  $P_1$  (B) sowie der Verlauf der Dehnung (C) und der Temperatur (D) in  $P_1$

Die Lagerungsbedingungen sind in der linken Bildhälfte von Bild 4.1 A dargestellt. Alle Randknoten auf der Oberseite des Stabs wurden in Zugrichtung fixiert, während bei sämtlichen Randknoten auf der linken Seite die Geschwindigkeit quer zur Zugrichtung null betrug. Mit einer konstanten Geschwindigkeit von  $v = 1 \text{ mm/s}$  wurden alle Knoten auf der Unterkante des Stabs beaufschlagt. Bild 4.1 A zeigt den Zugstab im fünften Simulationsschritt und nach dem Längenwechsel im sechsten. Die im Punkt  $P_1$  bestimmten Zustandsgrößen der Simulation mit

den wechselnden Längen entsprechen aufgrund des identischen Simulationsverlaufs bis zum fünften Schritt denen der Simulation mit der Zugstablänge  $L = 3$  mm. In Bild 4.1 B ist zu erkennen, dass der Verlauf der Vergleichsspannung nach von Mises (im Folgenden nur noch Vergleichsspannung genannt) in  $P_1$  aller drei Simulationen ab Schritt 6 nahezu identisch ist. Davor ist sie im langen Zugstab im Vergleich zu den anderen Simulationen geringer.

In Bild 4.1 C ist eine deutliche Abweichung im Verlauf der Dehnung zu erkennen. Ab der vierten Längenvariation bei  $t = 0,18$  s liegt die Dehnung der wechselnden Simulation unterhalb der beiden anderen. Als naheliegende Ursache kommt das durch die Längenänderung hervorgerufene Remeshing mit anschließender Interpolation der Zustandsgrößen in Betracht. Dabei wurde hier die Dehnung vom Netz des alten Zugstabs auf das des modifizierten relativ ungenau übertragen. Gleiches gilt für die kurzzeitigen geringen Temperaturabfälle, die bei den letzten vier Transformationen auftreten (Bild 4.1 D). Es ist aber auch erkennbar, dass sich die Verläufe nach einigen Simulationsschritten wieder einander nähern. Somit wird das tatsächliche Verhalten weiterhin abgebildet, wenn die Interpolationsfehler nicht zu häufig auftreten. Da eine Zerspannsimulation ohnehin von Remeshing-Vorgängen begleitet ist, hängt die zusätzlich eingebrachte Ungenauigkeit folglich von der Anzahl der Modellmodifizierungen ab. Hierdurch wird deutlich, dass insbesondere bei Simulationen mit Anpassung des Modellausschnitts der Minimierung der Anzahl an Remeshing-Vorgängen zur Steigerung der Ergebnislage eine Bedeutung zukommt.

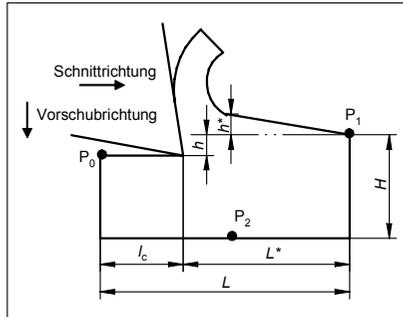
## 4.2 Modellausschnittsgröße für die Drehsimulation

### 4.2.1 Maßgebliche geometrische Abmessungen

Während der Spanbildungssimulation bewegt sich der Schneidkeil über das feststehende Werkstückmodell. Dabei verringert sich kontinuierlich der Abstand zwischen dem Werkzeug und dem in Schnittrichtung gesehenen Werkstückende, markiert durch den Punkt  $P_1$ , bis die Simulation entsprechend der vorgegebenen Anzahl an Simulationsschritten oder dem eingestellten Schnittweg  $l_c$  abgebrochen wird (**Bild 4.2**).

Nun muss geklärt werden, wie groß der Schnittweg  $l_c$  im Verhältnis zur Länge  $L$  des Werkstückmodells gewählt werden kann, ohne dass das Simulationsergebnis hinsichtlich der berechneten Kräfte, Vergleichsspannungen und Spanform bedeutend beeinflusst wird. Weiterhin sind die Auswirkungen aufgrund der gewählten Werkstückhöhe  $H$  im Verhältnis zur Spannungsdicke  $h$  zu erfassen. Dazu wurden verschiedene Drehsimulationen durchgeführt, in denen die Werkstücklänge und -höhe sowie die Spannungsdicke und der Werkstückwerkstoff variierten. Ausgehend von den so gewonnenen Erkenntnissen sollte dann die minimale Größe

des Werkstückausschnitts bei vorgegebenem Schnittweg ermittelt werden. Diese Information soll dann zur Festlegung der Werkstückgröße innerhalb des automatisierten Frässimulationsmodells berücksichtigt werden.



**Bild 4.2** Längen- und Höhenbezeichnungen am Werkstückmodell der Drehsimulation

#### 4.2.2 Minimal erforderliche Werkstücklänge in Abhängigkeit der Spanungsdicke

Um den Einfluss der Werkstücklänge  $L$  zu analysieren, wurden für die Spanungsdicken  $h = 0,1$  mm und  $h = 0,2$  mm Simulationen mit verschiedenen langen Werkstückmodellen durchgeführt (**Tabelle 4.2**). Die jeweiligen Längen ergaben sich rechnerisch aus Abschätzungen des Schnittwegs für die abgeschlossene Spanbildung, der Spandicke und der hinter dem Span verbleibenden Werkstücklänge.

**Tabelle 4.2** Durchgeführte Simulationen mit Variation der Werkstücklänge und der Spanungsdicke

Werkstück- werkstoff	Spanungsdicke $h$	
	0,1 mm	0,2 mm
C45	Werkstücklängen $L$ (Simulations-Nr.): 0,60 mm (1) 1,00 mm (2)  Schnittweg $l_c$ : 0,30 mm	Werkstücklängen $L$ (Simulations-Nr.): 1,39 mm (5) 2,30 mm (6)  Schnittweg $l_c$ : 0,50 mm
Cf53	Werkstücklängen $L$ (Simulations-Nr.): 1,39 mm (3) 2,00 mm (4)  Schnittweg $l_c$ : 0,90 mm	–

Zur Bestimmung von Gesetzmäßigkeiten für  $L$  wurden die errechneten Werte teilweise nicht gerundet. Die Simulationen mit den größer dimensionierten Modellen stellten die Referenz für den Vergleich mit den aus den kleinen Werkstückmodellen gewonnenen Simulationsergebnissen dar. Dabei wurde die Werkzeuggeometrie nach **Tabelle 4.3** unverändert beibehalten.

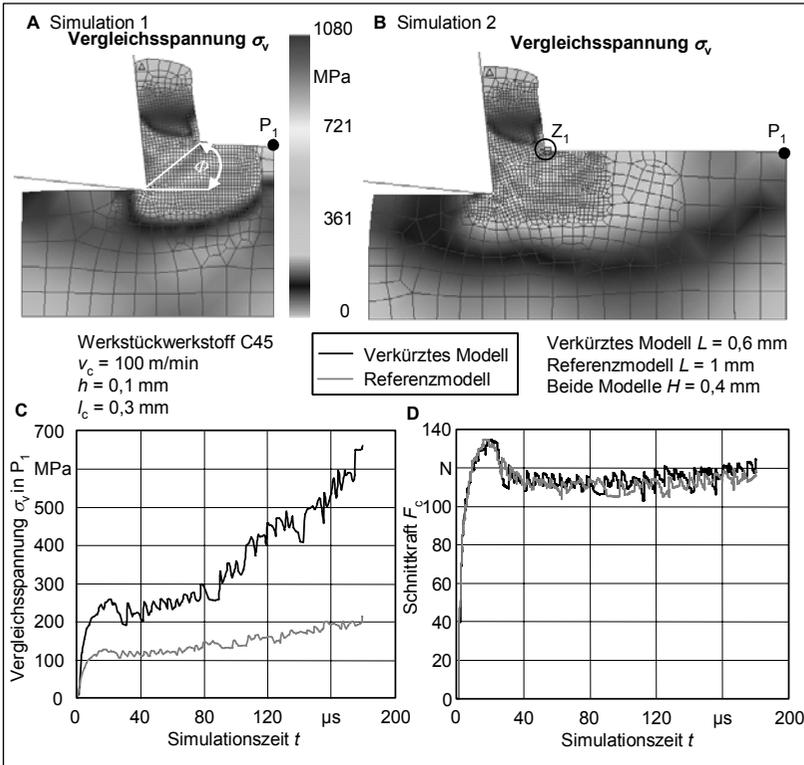
**Tabelle 4.3** Werkzeuggeometrie für die Drehsimulation

Merkmal	Wert
Freiwinkel $\alpha$	6°
Spanwinkel $\gamma$	6°
Schneidkantenradius $r_\beta$	10 $\mu\text{m}$

Die Auswertung der Simulationen 1 bis 6 wird in den folgenden Abbildungen zusammengefasst. Diese gliedern sich in der oberen Bildhälfte in Screenshots, die stets die Verteilung der Vergleichsspannung  $\sigma_v$  innerhalb des kurzen Werkstückmodells (Bild oben links) und innerhalb des längeren Referenzmodells (Bild oben rechts) zeigen. Darunter sind die Verläufe von  $\sigma_v$  im Punkt  $P_1$  (Bild unten links) und der Schnittkräfte (Bild unten rechts) zu sehen.

Die Ergebnisse der Simulationen 1 und 2 sind in **Bild 4.3** dargestellt. Die Vergleichsspannungsverteilungen in der oberen Bildhälfte sind dem jeweils letzten Simulationsschritt entnommen. Dort zeigt sich hinter dem Span eine große Ausdehnung des Vergleichsspannungsfeldes. Um dieses am Werkstückende genauer quantifizieren zu können, wurde die Vergleichsspannung am Knotenpunkt  $P_1$  in der rechten oberen Werkstückecke ausgelesen und über der Simulationszeit in Bild 4.3 C aufgetragen. Im kurzen Werkstückmodell ist diese im letzten Simulationsschritt gegenüber dem langen um 450 MPa erhöht.

Die maximale Vergleichsspannung tritt in diesen Simulationen in Abhängigkeit von der Simulationszeit abwechselnd in der sekundären und primären Scherzone auf. Im letzten Simulationsschritt liegt sie in der primären Scherzone im Übergang der Spanrückseite zum Werkstück (Zone  $Z_1$  in Bild 4.3 B) und erhöht sich im verkürzten Werkstückmodell um 20 MPa. Auch vergrößert sich der Mittelwert der Schnittkraft aus den letzten Simulationsschritten des verkürzten Werkstückmodells gegenüber dem der Referenzsimulation um etwa 5 N bzw. 4 % (Bild 4.3 D). Die Spanform bleibt insgesamt nahezu gleich. Jedoch verringert sich der Scherwinkel im kleineren Modell von  $\phi = 38^\circ$  auf  $\phi = 36,5^\circ$ .

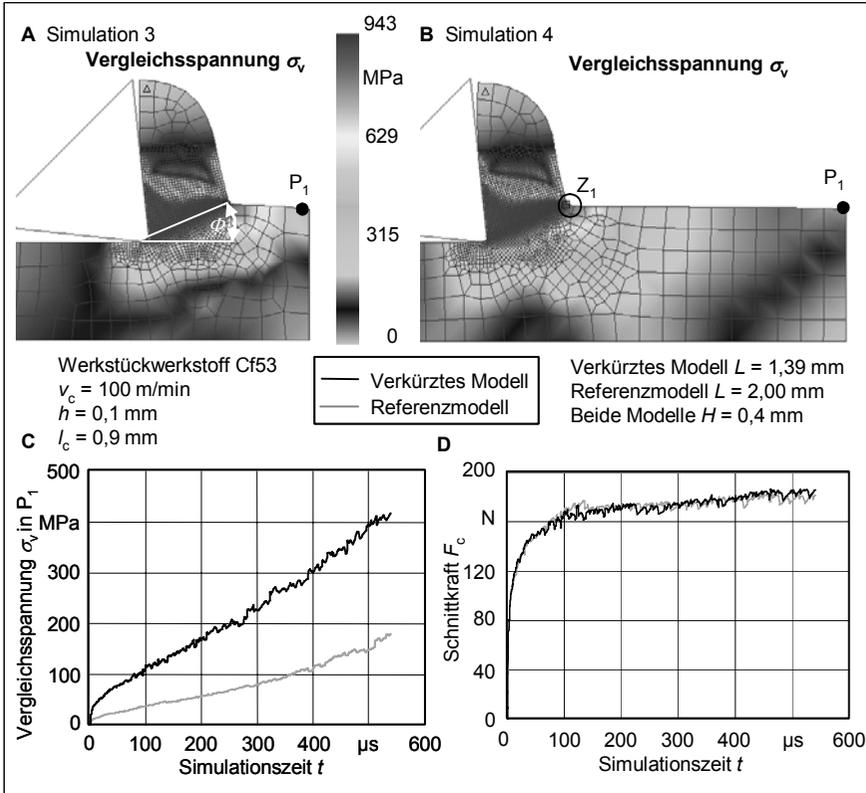


**Bild 4.3** Vergleichsspannungsverteilung am verkürzten Werkstückmodell (A), am Referenzmodell (B), Vergleichsspannungsverlauf im Punkt  $P_1$  (C) und Verlauf der Schnittkräfte (D) für Simulation 1 und 2

In den Simulationen 3 und 4 (**Bild 4.4**) wurde der Werkstückwerkstoff Cf53 verwendet. Dieser verursacht im Vergleich zu C45 einen geringeren Scherwinkel und damit eine größere Spanndicke. Außerdem ist die Spanbildung erst nach einem größeren Schnittweg abgeschlossen. Daher kam es zur Verlängerung des Modells.

Die Vergleichsspannungsdifferenz im Punkt  $P_1$  liegt nun im letzten Simulationsschritt bei 237 MPa (Bild 4.4 C), und die maximale Vergleichsspannung steigt in der Zone  $Z_1$  des verkürzten Werkstückmodells um 2 MPa. Mit 4 N bzw. 2 % fällt die Differenz der mittleren Schnittkräfte ebenfalls gering aus (Bild 4.4 D). Der Scherwinkel steigt von  $\phi = 20^\circ$  im Referenzmodell auf  $\phi = 22^\circ$  im kurzen Werkstückmodell. In Bild 4.4 B wird die auch in anderen Simulationen mehr oder weniger deutlich auftretende prinzipielle Verteilung der Vergleichsspannung im Werkstück deutlich. Es bilden sich in Schnittrichtung gesehen vor und hinter dem Span Be-

reiche hoher Vergleichsspannungen aus, während die Vergleichsspannung zwischen diesen Zonen unterhalb des Spans geringer ist.



**Bild 4.4** Vergleichsspannungsverteilung am verkürzten Werkstückmodell (A), am Referenzmodell (B), Vergleichsspannungsverlauf im Punkt  $P_1$  (C) und Verlauf der Schnittkräfte (D) für Simulation 3 und 4

Optimalerweise sollte die Vergleichsspannung im Punkt  $P_1$  null sein, um eine Beeinflussung des Simulationsergebnisses durch die Werkstücklänge völlig auszuschließen. Dies erfordert aber zu große Werkstückmodelle mit entsprechend vielen Elementen und würde zu hohen Rechenzeiten führen. Daher muss ein gewisser Vergleichsspannungsanstieg zugelassen werden. Dessen Höhe wurde für die Spanungsdicke  $h = 0,1$  mm anhand der Bilder 4.4 D und 4.4 C für den Werkstoff Cf53 ermittelt. Die beiden Schnittkraftkurven schneiden sich bei einer Simulationszeit von  $t = 400 \mu$ s. Zu diesem Zeitpunkt herrscht im Punkt  $P_1$  des kurzen Werkstückmodells eine Vergleichsspannung von etwa 300 MPa. Der Scherwinkel beträgt dann  $\phi = 22^\circ$

und weicht von dem des Referenzmodells aus dem letzten Simulationsschritt um  $2^\circ$  ab. Die durch die Begrenzung des Werkstückmodells hervorgerufene Veränderung des Vergleichsspannungszustands hat also einen vernachlässigbaren Einfluss auf die berechneten Kräfte. Auf den Scherwinkel ist der Einfluss größer. Zum gewählten Zeitpunkt von  $t = 400 \mu\text{s}$  beträgt der Abstand  $L^*$  zwischen der Schneidkeilspitze und dem Punkt  $P_1$  0,746 mm (siehe auch Bild 4.2). Diese und weitere Kennwerte sind zusammenfassend in **Tabelle 4.4** dargestellt.

**Tabelle 4.4** Kennwerte aus der Simulation bei Erreichen der Vergleichsspannungsgrenze von 300 MPa

Schnittweg $l_c$ Länge $L^*$ Scherwinkel $\phi$ Werkstücküberhöhung $h^*$ Auf die Spannungsdicke bezogene Werkstücküberhöhung $\rho_{h^*}$				
Werkstück- werkstoff	Spannungsdicke $h$			
	0,05 mm	0,1 mm	0,2 mm	0,3 mm
C45	$l_c = 0,308 \text{ mm}$ $L^* = 0,292 \text{ mm}$ $\phi = 32^\circ$ $h^* = 4 \mu\text{m}$ $\rho_{h^*} = 8 \%$	$l_c = 0,152 \text{ mm}$ $L^* = 0,448 \text{ mm}$ $\phi = 38^\circ$ $h^* = 3 \mu\text{m}$ $\rho_{h^*} = 3 \%$	$l_c = 0,454 \text{ mm}$ $L^* = 0,936 \text{ mm}$ $\phi = 37,5^\circ$ $h^* = 15 \mu\text{m}$ $\rho_{h^*} = 8 \%$	$l_c = 0,667 \text{ mm}$ $L^* = 1,333 \text{ mm}$ $\phi = 39,5^\circ$ $h^* = 32 \mu\text{m}$ $\rho_{h^*} = 11 \%$
Cf53	$l_c = 0,854 \text{ mm}$ $L^* = 0,346 \text{ mm}$ $\phi = 19^\circ$ $h^* = 8 \mu\text{m}$ $\rho_{h^*} = 16 \%$	$l_c = 0,654 \text{ mm}$ $L^* = 0,736 \text{ mm}$ $\phi = 21^\circ$ $h^* = 9 \mu\text{m}$ $\rho_{h^*} = 9 \%$	$l_c = 2,075 \text{ mm}$ $L^* = 1,525 \text{ mm}$ $\phi = 19^\circ$ $h^* = 56 \mu\text{m}$ $\rho_{h^*} = 28 \%$	$l_c = 3,943 \text{ mm}$ $L^* = 2,557 \text{ mm}$ $\phi = 19^\circ$ $h^* = 100 \mu\text{m}$ $\rho_{h^*} = 33 \%$

Nun konnte anhand der Simulationen 1 und 2 überprüft werden, ob auch hier eine zulässige Vergleichsspannung von 300 MPa im Punkt  $P_1$  für den Werkstoff C45 zweckmäßig ist. Diese Vergleichsspannungsgrenze wird in der Simulation mit dem kurzen Werkstückmodell nach etwa  $80 \mu\text{s}$  erreicht (Bild 4.3 C). Zum gleichen Zeitpunkt sind die Schnittkräfte aus Bild 4.3 D nahezu gleich groß, bevor sie sich im weiteren Verlauf etwas stärker unterscheiden. Der Scherwinkel weicht nun nicht mehr von dem des Referenzmodells ab, sondern beträgt ebenfalls  $\phi = 38^\circ$ . Die Länge  $L^*$  ergibt sich zu 0,448 mm und ist damit deutlich kleiner als die für den Werkstückwerkstoff Cf53 zuvor ermittelte.

Bei der weiteren Variation der Spannungsdicke wurde nur noch mit jeweils einer Werkstückgröße simuliert, da die Vergleichsspannungsgrenze von 300 MPa sich bis dahin als zweckmäßig erwiesen hat. Demzufolge liefen die Simulationen, bis dieser Grenzwert im Punkt  $P_1$  in etwa erreicht wurde. **Tabelle 4.5** gibt eine Übersicht über die weiteren Simulationen.

**Tabelle 4.5** Durchgeführte Simulationen mit Variation der Spannungsdicke

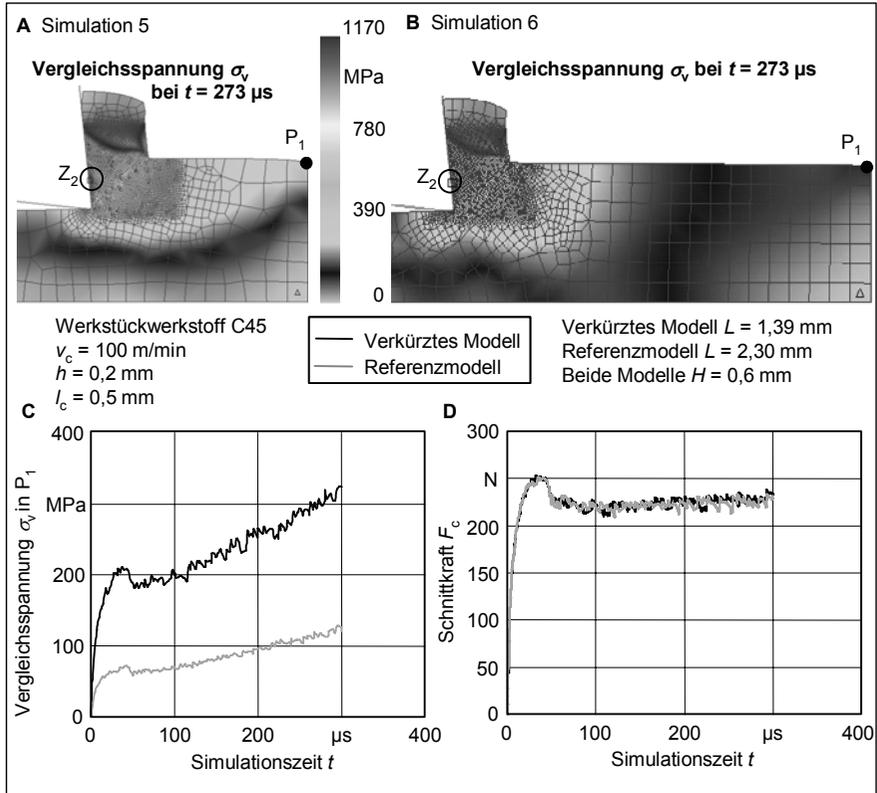
Werkstück- werkstoff	Spannungsdicke $h$		
	0,05 mm	0,2 mm	0,3 mm
C45	Werkstücklänge $L$ (Simulations-Nr.): 0,6 mm (11)  Schnittweg $l_c$ : 0,35 mm	–	Werkstücklänge $L$ (Simulations-Nr.): 2,0 mm (9)  Schnittweg $l_c$ : 0,70 mm
Cf53	Werkstücklänge $L$ (Simulations-Nr.): 1,2 mm (10)  Schnittweg $l_c$ : 0,90 mm	Werkstücklänge $L$ (Simulations-Nr.): 3,6 mm (7)  Schnittweg $l_c$ : 2,10 mm	Werkstücklänge $L$ (Simulations-Nr.): 6,5 mm (8)  Schnittweg $l_c$ : 4,50 mm

Im Folgenden wurde die Spannungsdicke auf  $h = 0,2$  mm erhöht, und mit dem Werkstückwerkstoff C45 wurden die Simulationen 5 und 6 durchgeführt (**Bild 4.5**). Bild 4.5 D zeigt den nahezu identischen Verlauf der Schnittkräfte beider Werkstückgrößen. Die aus den letzten Simulationsschritten gemittelten Schnittkraftwerte unterscheiden sich um 3 N. Damit liegt der Wert des großen Modells lediglich um 1,3 % unter dem des kleineren. Die Bilder 4.5 A und 4.5 B zeigen die Simulationen nicht im letzten Simulationsschritt, sondern bei  $t = 273$   $\mu$ s. Zu diesem Zeitpunkt erreichte die Vergleichsspannung im kurzen Werkstückmodell den Grenzwert von 300 MPa. Die maximale Vergleichsspannung in den abgebildeten Simulationsschritten tritt nun im Bereich  $Z_2$  der sekundären Scherzone auf und liegt im Referenzmodell mit 1150 MPa um 20 MPa unter der des verkürzten Modells. Es unterscheidet sich aber auch die Vergleichsspannungsverteilung im restlichen Werkstück. Im Referenzmodell ist der Vergleichsspannungsgradient in Vorschubrichtung und im unteren Bereich des Werkstücks auch in Schnittrichtung kleiner als im verkürzten Modell. Ursache hierfür ist unter anderem der unterschiedliche Abstand  $L^*$  des Spans zum Werkstückende. Eine Verringerung von  $L^*$  bewirkt eine Konzentration der Vergleichsspannungen um  $P_1$  und ihre Verminderung an der Unterseite des Werkstücks.

Die Scherwinkel sind mit  $\phi = 37,5^\circ$  (verkürztes Modell) und  $\phi = 38^\circ$  (Referenzmodell) in etwa gleich groß. Aufgrund der guten Übereinstimmung der Kräfte und Winkel ist die Vergleichsspannungsgrenze von 300 MPa auch bei der vergrößerten Spannungsdicke und dem Werkstückwerkstoff C45 anwendbar und bewirkt eine verbleibende Länge  $L^*$  von 0,936 mm.

Die Bilder zur Auswertung der Simulationen 7 bis 11 stellen im oberen Bildteil einen Screenshot der Vergleichsspannungsverteilung dar, der in dem Simulationsschritt aufgenommen

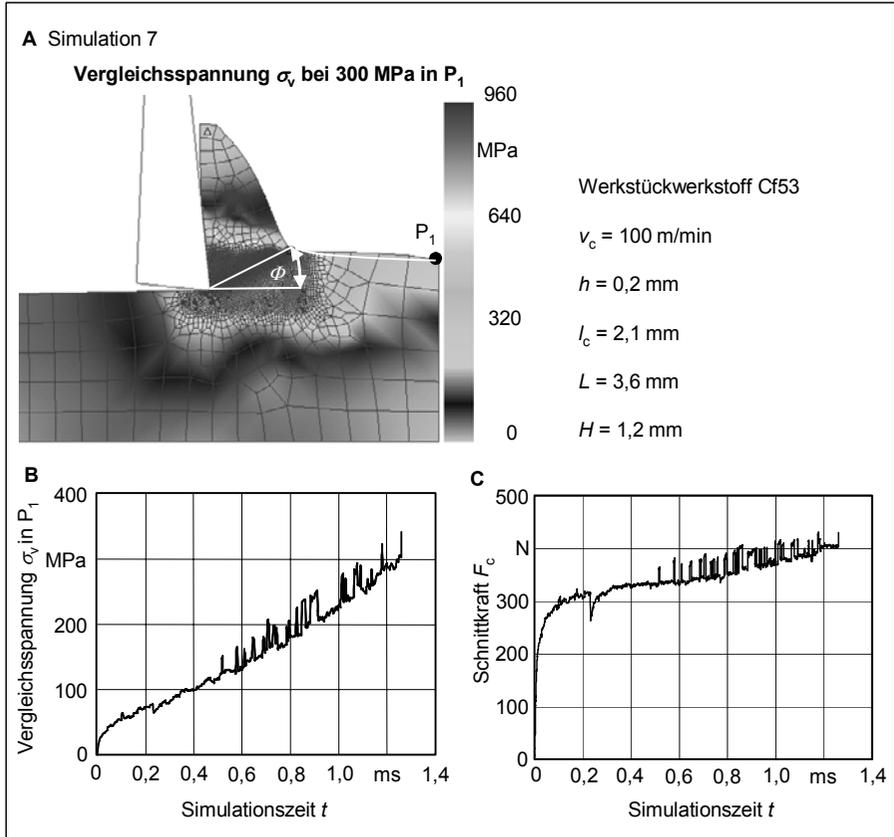
wurde, in dem eine Vergleichsspannung von 300 MPa im Punkt  $P_1$  erreicht wurde. Darunter befinden sich weiterhin der Vergleichsspannungsverlauf in  $P_1$  und der Verlauf der Schnittkraft.



**Bild 4.5** Vergleichsspannungsverteilung am verkürzten Werkstückmodell (A), am Referenzmodell (B), Vergleichsspannungsverlauf im Punkt  $P_1$  (C) und Verlauf der Schnittkräfte (D) für Simulation 5 und 6

In Simulation 7 mit dem Werkstoff Cf53 und der Spannungsdicke  $h = 0,2 \text{ mm}$  musste der Modellausschnitt und der Schnittweg für eine abgeschlossene Spannbildung vergrößert werden (**Bild 4.6**). In Bild 4.6 C ist zu erkennen, dass die Schnittkräfte für lange Simulationszeiten stark schwanken. Ursächlich dafür sind einige Remeshing-Vorgänge, bei denen die Zustandsgrößen vom alten auf das neue Werkstücknetz ungenau interpoliert werden. Dabei kann es vorkommen, dass sich das Vergleichsspannungsfeld stark ausbreitet. Erkennbar ist dies auch in Bild 4.6 B an den kurzzeitigen Vergleichsspannungserhöhungen im Punkt  $P_1$ . Der Kraftabfall zur Zeit  $t = 0,23 \text{ ms}$  wurde jedoch durch manuelles Remeshen und anschließend fehlgeschla-

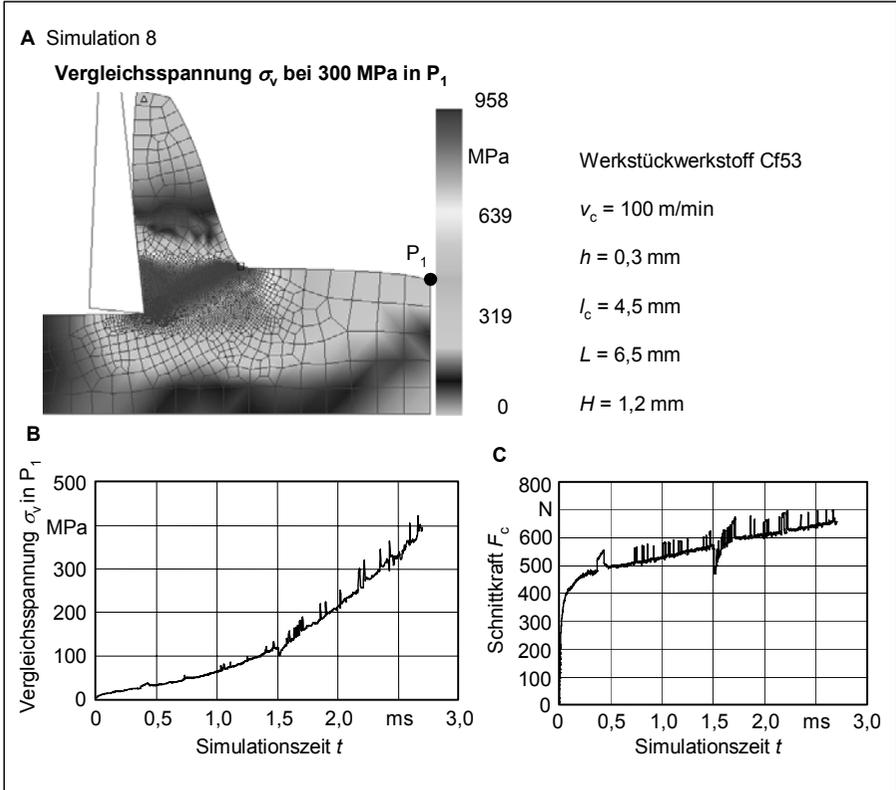
gene Interpolation hervorgerufen. Nach neuerlichem Aufbringen der Randbedingungen konnte dann die Simulation neu gestartet werden. Dieser Eingriff war nötig, da die Simulation über diesen Schritt hinaus nicht automatisch lief. Des Weiteren ist in Bild 4.6 C zwischen  $t = 0,5$  ms und  $t = 1,25$  ms ein Kraftanstieg von 330 N auf 400 N zu erkennen.



**Bild 4.6** Vergleichsspannungsverteilung am Werkstückmodell (A), Vergleichsspannungsverlauf im Punkt  $P_1$  (B) und Verlauf der Schnittkraft (C) für Simulation 7

Obwohl die Vergleichsspannungen in  $P_1$  über einen relativ langen Zeitraum noch unterhalb des Grenzwertes von 300 MPa liegen, wird kein konstantes Schnittkraftniveau erreicht, wie es sich bei den Simulationen mit der Spannungsdicke  $h = 0,1$  mm nahezu einstellte. Eine mögliche Begründung könnte darin liegen, dass sich das Material des Werkstückmodells zwischen dem Span und dem Endpunkt  $P_1$  relativ stark aufgestaut hat. Diese Überhöhung  $h^*$  (siehe auch Bild 4.2) beträgt etwa  $56 \mu\text{m}$ , was die eigentliche Spannungsdicke um etwa 28 % erhöht. Damit

steigen nach VICTOR und KIENZLE auch die Schnittkräfte [KIE52, KIE57]. Eine rechnerische Überprüfung dieses Zusammenhangs ist mit der Schnittkraftformel nach VICTOR und KIENZLE möglich, wurde aber aufgrund einer nicht bekannten Werkstoffkonstante für Cf53 nicht durchgeführt. Stattdessen erfolgte sie für die noch folgende Simulation 11 mit dem Werkstückwerkstoff C45.

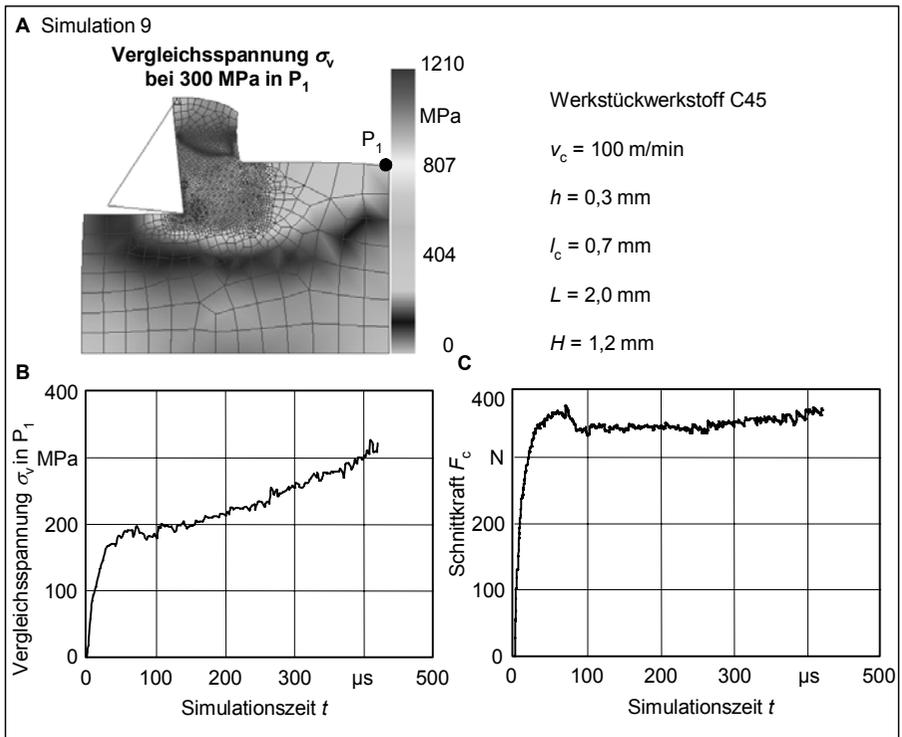


**Bild 4.7** Vergleichsspannungsverteilung am Werkstückmodell (A), Vergleichsspannungsverlauf im Punkt  $P_1$  (B) und Verlauf der Schnittkraft (C) für Simulation 8

Doch nicht nur der Betrag der Überhöhung  $h^*$  kann das Simulationsergebnis beeinflussen, sondern auch ihre Form, also der Verlauf der Werkstückkontur zwischen der Spanrückseite und  $P_1$ . Realistischer als der simulierte erscheint ein Verlauf nach der in Bild 4.6 A eingezeichneten weißen Kurve. Sie weist eine entgegengesetzte Krümmung auf. Die Konturen aller Simulationen ähnelten allerdings der von Simulation 7. Der Scherwinkel beläuft sich bei Erreichen der Vergleichsspannungsgrenze in  $P_1$  bei  $t = 1,25$  ms auf  $\phi = 19^\circ$ .

Wird für den gleichen Werkstoff die Spannungsdicke auf  $h = 0,3$  mm erhöht (Simulation 8), ergibt sich nach **Bild 4.7** ein Schnittkraftverlauf, der eine ähnliche Charakteristik wie der aus Simulation 7 zeigt.

Zum einen sind starke Schnittkraftschwankungen und manuell ausgeführte Remeshing-Vorgänge zu erkennen. Dies geschah aus denselben Gründen, wie für Simulation 7 beschrieben. Zum anderen bildet sich kein konstanter Kraftverlauf aus, obwohl der Spanbildungsprozess bei etwa  $t = 1,7$  ms abgeschlossen ist. Die Überhöhung  $h^*$  steigt bei Erreichen der Vergleichsspannungsgrenze auf  $100 \mu\text{m}$  bzw. 33 % von der Spannungsdicke.

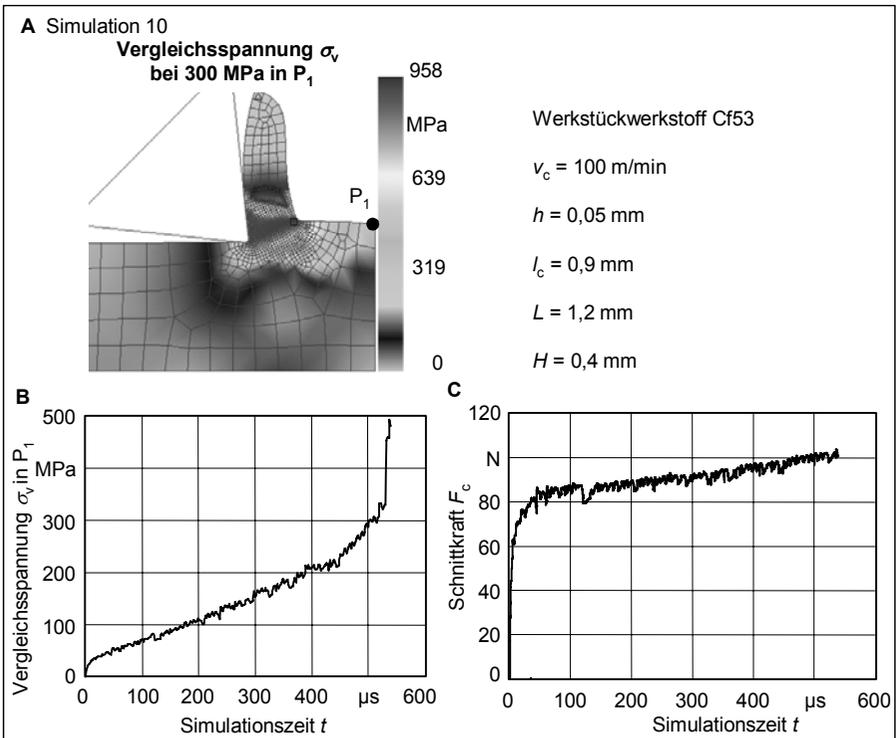


**Bild 4.8** Vergleichsspannungsverteilung am Werkstückmodell (A), Vergleichsspannungsverlauf im Punkt  $P_1$  (B) und Verlauf der Schnittkraft (C) für Simulation 9

Wird für den Werkstoff C45 die Spannungsdicke auf  $h = 0,3$  mm erhöht (Simulation 9, siehe **Bild 4.8**), ergibt sich der Schnittkraftverlauf nach Bild 4.8 C. Auffällig ist, dass die Kräfte nicht mehr so stark schwanken wie beim Werkstoff Cf53 und sie hier für Simulationszeiten  $> t = 300 \mu\text{s}$  weiter ansteigen. Bis zum Erreichen der Vergleichsspannungsgrenze bei

$t = 400 \mu\text{s}$  vergrößert sich die Schnittkraft von 353 N auf 370 N um 5 %. Dabei ergibt sich eine Überhöhung von  $h^* = 32 \mu\text{m}$  bzw. 11 % und ein Scherwinkel von  $\phi = 39,5^\circ$ .

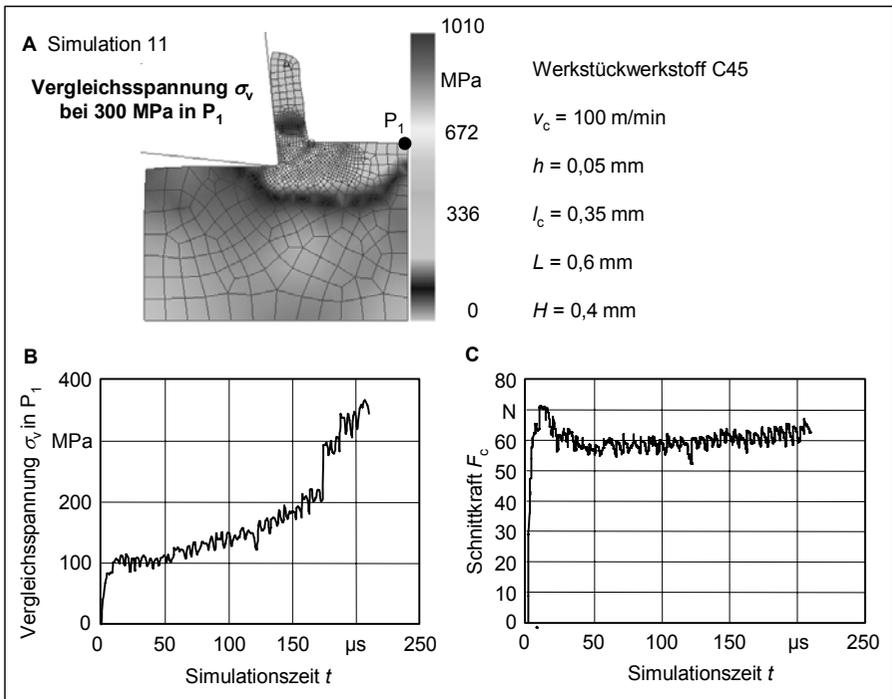
Schließlich wurden Simulationen mit einer auf  $h = 0,05 \text{ mm}$  verringerten Spannungsdicke durchgeführt. Für den Werkstoff Cf53 aus Simulation 10 sind die Ergebnisse in **Bild 4.9** dargestellt. Auch hier ist ein kontinuierlicher Kraftanstieg zu erkennen. Die Vergleichsspannungsgrenze wird zur Zeit  $t = 512 \mu\text{s}$  erreicht. Dann können die Überhöhung und der Scherwinkel zu  $h^* = 8 \mu\text{m}$  und  $\phi = 19^\circ$  bemessen werden. Bei Betrachtung des Vergleichsspannungsverlaufs in Bild 4.9 B fällt auf, dass in den letzten Simulationsschritten ein deutlicher Vergleichsspannungssprung im Punkt  $P_1$  stattfindet. Dies geschieht, wenn die Mesh Windows, die sich wie das Werkzeug mit Schnittgeschwindigkeit bewegen, den Endpunkt  $P_1$  erreichen und demzufolge die obere rechte Werkstückecke feiner vernetzt wird.



**Bild 4.9** Vergleichsspannungsverteilung am Werkstückmodell (A), Vergleichsspannungsverlauf im Punkt  $P_1$  (B) und Verlauf der Schnittkraft (C) für Simulation 10

Auch für den Werkstückwerkstoff C45 wurde mit  $h = 0,05$  mm eine Drehsimulation durchgeführt (Simulation 11). In **Bild 4.10** sind die Ergebnisse grafisch dargestellt. Der Schnittkraftverlauf zeichnet sich, wie in Simulation 10, durch einen fortlaufenden Anstieg aus (Bild 4.10 C). Die Kraft vergrößert sich von etwa 59 N bei  $t = 100$   $\mu$ s auf etwa 63 N bei  $t = 210$   $\mu$ s. Damit beträgt die Differenz 4 N bzw. 6,8 % von 59 N. Die tatsächliche Spannungsdicke erhöht sich in dieser Zeit durch den Aufstau von Werkstückmaterial hinter dem Span von  $h = 0,0515$  mm auf  $h = 0,0548$  mm. Die Schnittkraftformel nach VICTOR und KIENZLE beschreibt den Zusammenhang zwischen der Spannungsdicke und der Schnittkraft und lautet ohne Erfassung von Korrekturfaktoren nach [DUB98, Tsc05]:

$$F_c = k_{c1,1} \cdot b \cdot h^{1-m_c} \quad (4.1)$$



**Bild 4.10** Vergleichsspannungsverteilung am Werkstückmodell (A), Vergleichsspannungsverlauf im Punkt  $P_1$  (B) und Verlauf der Schnittkraft (C) für Simulation 11

Da der Hauptwert der spezifischen Schnittkraft  $k_{c1,1}$  und die Spannungsbreite  $b$  im Laufe der Simulation konstant bleiben, ist der letzte Faktor direkt proportional zur Schnittkraft  $F_c$ . Aus den

beiden verschiedenen Spannungsdicken ergibt sich mit dem werkstoffabhängigen Exponenten für den Anstiegswert  $m_c = 0,14$  für C45 [Tsc05] die Differenz des Faktors  $h^{1-m_c}$  zu:

$$h^{1-m_c} = (0,0515 \text{ mm})^{0,86} = 0,07801 \text{ mm} \quad (4.2)$$

$$h^{1-m_c} = (0,0548 \text{ mm})^{0,86} = 0,08229 \text{ mm} \quad (4.3)$$

$$0,08229 \text{ mm} - 0,07801 \text{ mm} = 0,00428 \text{ mm} \quad (4.4)$$

Aus der Differenz von 0,00428 mm und dem Ergebnis von Gleichung (4.2) kann der prozentuale Schnittkraftanstieg zu 5,5 % berechnet werden und ist damit fast genauso groß wie der durch die Simulation erhaltene. Die Ursache für das Steigen der Schnittkräfte kann also in diesem Fall vermutlich auf den Anstieg der Spannungsdicke zurückgeführt werden.

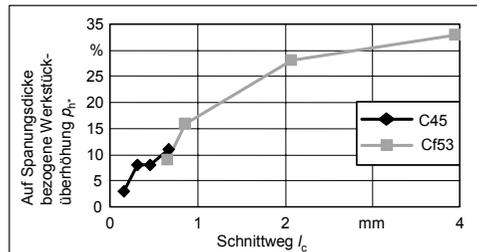
Nach 185  $\mu\text{s}$  wird die Vergleichsspannungsgrenze von 300 MPa überschritten. Zu diesem Zeitpunkt betragen  $h^* = 4 \mu\text{m}$  und  $\phi = 32^\circ$ . Kurz vor Erreichen dieses Grenzwertes kommt es im Punkt P<sub>1</sub> zu einem sprunghaften Vergleichsspannungsanstieg (Bild 4.10 B). Ursache ist wieder die feinere Elementierung bei P<sub>1</sub> durch die Mesh Windows.

### Zusammenfassung der Untersuchungen zur Werkstücklänge

Für eine Spannungsdicke von 0,1 mm wurde zunächst für die beiden Werkstückwerkstoffe C45 und Cf53 ein Kriterium ermittelt, das besagt, dass die Vergleichsspannung im Punkt P<sub>1</sub> den Wert von 300 MPa nicht überschreiten sollte. Damit sollte eine Beeinflussung der Simulationsergebnisse durch das Werkstückende vermieden werden. Eine Simulation mit auf 0,2 mm erhöhter Spannungsdicke für den Werkstückwerkstoff C45 bestätigte die ermittelte Vergleichsspannungsgrenze. Die minimale Werkstücklänge ergab sich dann aus der Summe von Schnittweg und der verbleibenden Werkstücklänge  $L^*$ . In den darauf folgenden Simulationen für sowohl größere als auch kleinere Spannungsdicken zeigte sich jedoch, dass diese Vergleichsspannungsgrenze nicht in jedem Fall geeignet ist. Bis zum Erreichen des besagten Grenzwertes bildete sich trotz abgeschlossener Spannbildung keine konstante Schnittkraft aus. Es zeigte sich stattdessen eine deutlich ansteigende Tendenz im Kraftverlauf. Vor allem bei großen Simulationszeiten bzw. Schnittwegen konnte dieser Effekt beobachtet werden (Bild 4.11).

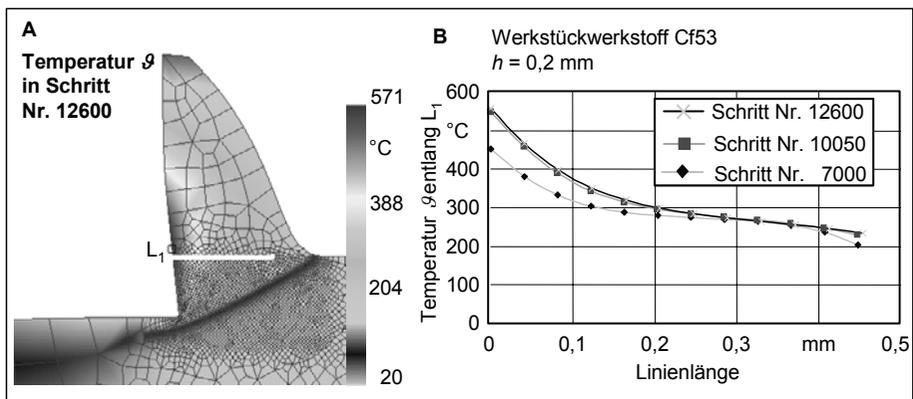
Als Ursache kann der Aufstau von Material zwischen dem Span und dem Werkstückende P<sub>1</sub> vermutet werden, da damit eine Erhöhung der tatsächlichen Spannungsdicke einhergeht. Eine Vergleichsrechnung mit der Schnittkraftformel nach VICTOR und KIENZLE für Simulation 11 bekräftigte diese Annahme. Es konnte aber auch festgestellt werden, dass nicht nur der Betrag

der Überhöhung, sondern auch dessen Verlauf nicht realistisch erscheint. Inwieweit dies das Simulationsergebnis beeinflusst, konnte mit den bisherigen Untersuchungen nicht geklärt werden.



**Bild 4.11** Abhängigkeit der auf die Spanndicke bezogenen Werkstücküberhöhung vom Schnittweg für die Simulation mit verschiedenen Werkstückwerkstoffen

Eine Verfestigung des Materials durch möglicherweise sinkende Temperaturen in der Scherzone kann als Grund jedoch ausgeschlossen werden. Es zeigte sich, dass die Temperaturen mit zunehmender Simulationszeit auf einer Linie  $L_1$ , die durch die primäre und sekundäre Scherzone verläuft, geringfügig steigen und damit eher eine Entfestigung mit fallenden Schnittkräften einsetzen müsste (**Bild 4.12**).



**Bild 4.12** Temperaturverteilung im Span (A) und Temperaturverteilung entlang der Linie  $L_1$  in verschiedenen Simulationsschritten (B)

Durch die Simulationen 10 und 11 wurde darüber hinaus offensichtlich, dass die Vergleichsspannung im Punkt  $P_1$  auch im starken Maße von der Größe der dort angrenzenden Elemente abhängig ist. Eine feinere Diskretisierung dieses Bereichs führte zu höheren Vergleichsspan-

nungen. Somit ist die festzulegende Vergleichsspannungsgrenze auch von der Elementgröße abhängig.

Es kann geschlussfolgert werden, dass das Vergleichsspannungslimit von 300 MPa für alle Spannungsdicken noch weiter verringert werden sollte. Dies gilt auch für die Simulationen mit der Spannungsdicke 0,1 mm, da es für große Schnittwege durch Kumulation der Überhöhungen zur Beeinflussung der Schnittkräfte kommen könnte. Das würde sich bei dem zu entwickelnden Programm zur Simulation großer Zeiträume als besonders problematisch erweisen. Weitere Untersuchungen zur Ermittlung einer niedrigeren Vergleichsspannungsgrenze wären aber sehr umfangreich, da die Vergleichsspannungsgrenze und die mit ihr verknüpfte Größe  $L^*$  nicht nur Funktionen des Werkstoffs und der Spannungsdicke sind, sondern auch, wie die durchgeführten Simulationen gezeigt haben, der Elementgröße und vor allem des Schnittwegs. Daher war es zunächst zweckmäßig, die Länge  $L^*$  anhand der Werte aus Tabelle 4.4 abzuschätzen und in das neue Simulationsmodell zu übernehmen. Mit diesem können dann große Schnittwege simuliert und die Werte für  $L^*$  gegebenenfalls nochmals angepasst werden. Somit ergaben sich folgende durch Verdopplung abgeschätzte Werte (**Tabelle 4.6**). Die grafische Darstellung in **Bild 4.13** zeigt, dass sich der Zusammenhang von  $L^*$  und der Spannungsdicke gut durch eine lineare Funktion annähern lässt. Mit deren Hilfe kann das Programm die verbleibende Werkstücklänge berechnen.

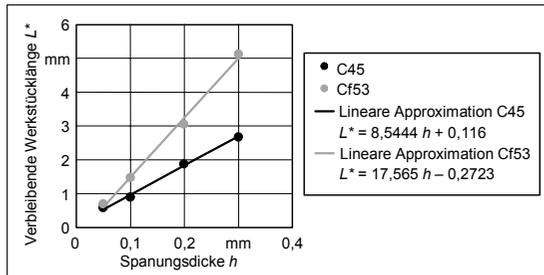
**Tabelle 4.6** Abgeschätzte verbleibende Werkstücklängen  $L^*$

Werkstückwerkstoff	Spannungsdicke $h$			
	0,05 mm	0,1 mm	0,2 mm	0,3 mm
C45	$L^* = 0,584$ mm	$L^* = 0,896$ mm	$L^* = 1,872$ mm	$L^* = 2,666$ mm
Cf53	$L^* = 0,692$ mm	$L^* = 1,472$ mm	$L^* = 3,050$ mm	$L^* = 5,114$ mm

Weiterhin konnten Kraft- und Vergleichsspannungsschwankungen bei den Simulationen mit den beiden größten Spannungsdicken  $h = 0,2$  mm und  $h = 0,3$  mm unter Verwendung des Werkstückwerkstoffs Cf53 beobachtet werden. Diese traten bei einigen – durch Remeshing-Vorgänge ausgelöst – Interpolationen auf. Außerdem kam es zu Simulationsabbrüchen, da es dem Simulationsprogramm *DEFORM-2D* nicht gelang, durch Verringerung des Zeitinkrements ein Konvergieren der Lösung zu bewirken. Für die Ermittlung der Ursachen dieser Phänomene sollten in Zukunft weitere Untersuchungen durchgeführt werden.

Ein Vergleich von Simulationen der verschiedenen Werkstückwerkstoffe C45 und Cf53 zeigt, dass die maximalen Vergleichsspannungen im Falle von C45 größer sind als die von Cf53.

Jedoch sind die Vergleichsspannungen im Bereich der Scherebene bei C45 kleiner und breiten sich in der Scherzone auch nicht so weit aus wie bei Cf53. Die Schnittkräfte liegen bei Cf53 auf einem höheren Niveau.



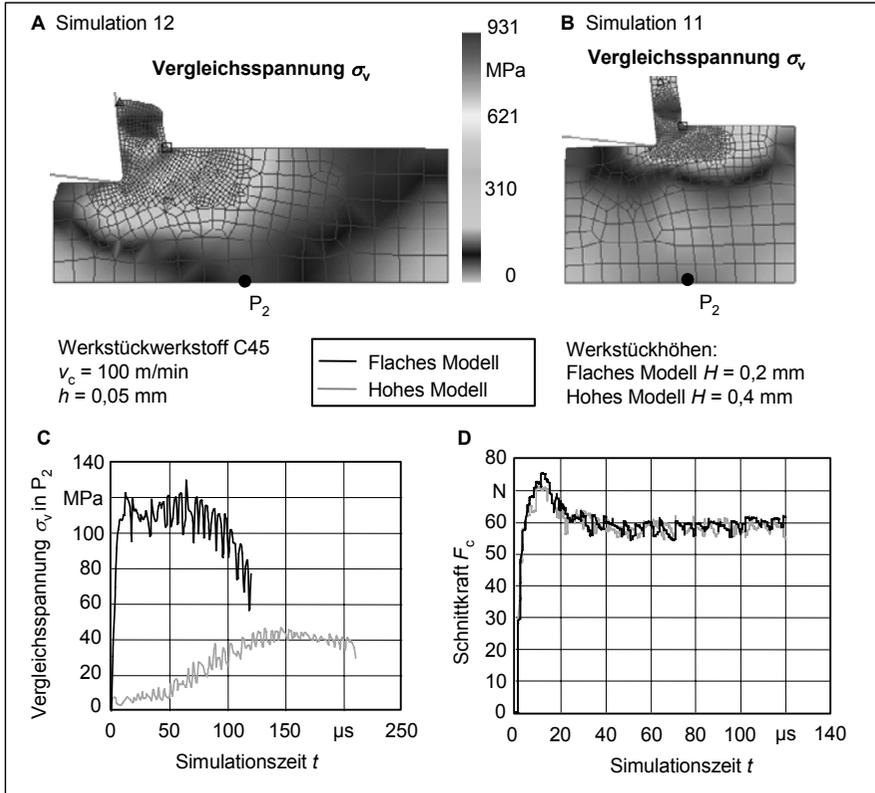
**Bild 4.13** Verbleibende Werkstücklänge  $L^*$  in Abhängigkeit der Spannungsdicke  $h$  für die Simulation mit verschiedenen Werkstückwerkstoffen

### 4.2.3 Minimal erforderliche Werkstückhöhe in Abhängigkeit der Spannungsdicke

Durch den Schnittvorgang entsteht auch in Vorschubrichtung ein Vergleichsspannungsgradient, sodass sich am unteren durch Geschwindigkeitsrandbedingungen fixierten Werkstückrand eine Vergleichsspannungsverteilung einstellt. Um deren Beeinflussung durch die Höhe  $H$  des Werkstückausschnitts zu ermitteln, wurde eine weitere Simulation mit der Spannungsdicke  $h = 0,05$  mm, dem Werkstückwerkstoff C45 und gegenüber Simulation 11 von  $H = 0,4$  mm auf  $H = 0,2$  mm verringerter Werkstückhöhe durchgeführt. In **Bild 4.14** sind die Simulationsergebnisse gegenübergestellt.

Die Bestimmung der jeweiligen Vergleichsspannungsverläufe im Punkt  $P_2$ , der sich auf der Mitte der Werkstückunterkante befand, sollte eine Beurteilung des Vergleichsspannungsfeldes ermöglichen. Dazu wurden nur die maximalen Vergleichsspannungen  $\sigma_{v,max}$  aus dem Gesamtverlauf der Simulationen herausgegriffen und gegenübergestellt. Die Unterschiede von  $\sigma_{v,max}$  entlang der Unterkante eines Modells sind innerhalb einer Simulation gering. Anhand von Bild 4.14 C konnte die Differenz von  $\sigma_{v,max}$  der Simulationen 11 und 12 zu 83 MPa bestimmt werden. Die maximale Vergleichsspannung ergibt sich im Referenzmodell mit der größeren Höhe erst zu einem späteren Zeitpunkt, weshalb diese Simulation für einen größeren Schnittweg lief. Die Schnittkräfte unterscheiden sich im Mittel der letzten Simulationsschritte um 0,5 N, was einer Erhöhung im flacheren Modell um 0,8 % entspricht (Bild 4.14 D). In beiden Simulationen beträgt der Scherwinkel  $\phi = 30^\circ$ .

Im Folgenden wurden die Simulationen 1 bis 12 hinsichtlich ihrer maximalen Vergleichsspannung im Punkt  $P_2$  analysiert. In **Bild 4.15** sind die Ergebnisse dargestellt. Zusätzlich ist das Verhältnis von Werkstückhöhe zur Spannungsdicke  $h$  an jedem Datenpunkt angegeben. Der Punkt  $P_2$  befand sich jeweils in der Mitte oder in deren Nähe auf der Werkstückunterkante.



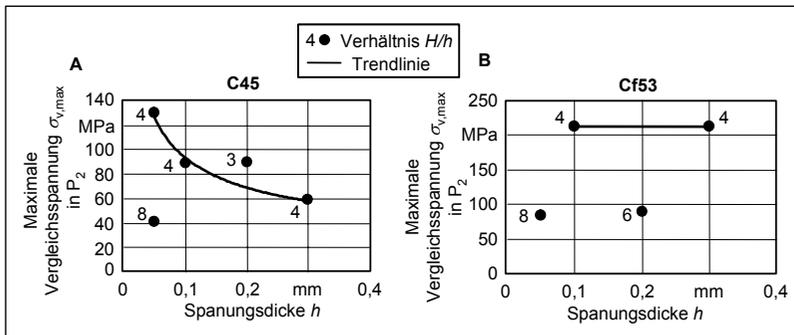
**Bild 4.14** Vergleichsspannungsverteilung am flachen Werkstückmodell (A) und am hohen Modell (B) jeweils zum Simulationsschritt mit der höchsten Vergleichsspannung in  $P_2$ , Vergleichsspannungsverlauf im Punkt  $P_2$  (C) und Verlauf der Schnittkräfte (D) für Simulation 11 und 12

Aus Bild 4.15 A wird deutlich, dass die maximale Vergleichsspannung in  $P_2$  für den Werkstückwerkstoff C45 mit zunehmender Spannungsdicke und konstantem Verhältnis  $H/h = 4$  fällt. Die durchgeführten Simulationen weisen im untersuchten Bereich auf eine Potenzfunktion als Trendlinie hin, die diesen Zusammenhang beschreibt. Für fallende Spannungsicken muss die Werkstückhöhe  $H$  also nahezu potentiell vergrößert werden, um  $\sigma_{v,max}$  in  $P_2$  konstant zu halten. Weiterhin ist zu erkennen, dass die maximale Vergleichsspannung bei Verdopplung

der Höhe  $H$  und konstanter Spannungsdicke  $h = 0,05$  mm von etwa 130 MPa auf 47 MPa um den Faktor 2,8 abfällt. Dass  $\sigma_{v,max}$  für das verringerte Verhältnis  $H/h = 3$  oberhalb der Trendlinie für  $H/h = 4$  liegt, ist plausibel.

Ein anderes Verhalten zeigt sich bei Verwendung des Werkstückwerkstoffs Cf53 (Bild 4.15 B). Zum einen liegen die maximalen Vergleichsspannungen für den untersuchten Bereich generell auf einem höheren Niveau. Zum anderen ist die Trendlinie eine konstante Funktion. Dies kann darin begründet sein, dass die Zone erhöhter Vergleichsspannung für Cf53 größer und damit der Vergleichsspannungsgradient gegenüber C45 kleiner ist. Somit würde sich die Vergleichsspannung am unteren Rand bei Variierung der Werkstückhöhe nicht so stark ändern. Jedoch müssten noch zusätzliche Simulationen durchgeführt werden, um die funktionalen Zusammenhänge zu überprüfen und sie über den bisher untersuchten Bereich hinaus zu erweitern.

Des Weiteren ist die Vergleichsspannung an der Werkstückunterseite auch vom Abstand  $L^*$  zwischen dem Werkzeug und dem Werkstückende in Schnittrichtung abhängig. Mit Verringerung dieses Abstands konzentrieren sich die Vergleichsspannungen verstärkt am Werkstückende, wodurch die Vergleichsspannungen an der Werkstückunterseite sinken. Die Elementgröße und deren Gradient in Vorschubrichtung nimmt vermutlich ebenfalls Einfluss auf das Simulationsergebnis.



**Bild 4.15** Maximale Vergleichsspannung im Punkt  $P_2$  in Abhängigkeit der Spannungsdicke für die Werkstückwerkstoffe C45 (A) und Cf53 (B)

Für das zu entwickelnde Programm konnten nun Richtlinien für die Vorgabe der Werkstückhöhe  $H$  festgelegt werden. Diese unterscheiden sich für die beiden Werkstückwerkstoffe C45 und Cf53 in Abhängigkeit von der Spannungsdicke (**Tabelle 4.7**).

**Tabelle 4.7** Richtlinien für die Bestimmung der Werkstückhöhe  $H$ 

Werkstück- werkstoff	Spannungsdicke $h$		
	< 0,05 mm	0,05 mm bis 0,1 mm	> 0,1 mm
C45	$H = 0,3 \text{ mm}$	$H = 6 \cdot h$	$H = 4 \cdot h$
Cf53	$H = 0,4 \text{ mm}$	$H = 6 \cdot h$	$H = 6 \cdot h$

Für Spannungsdicken gleich und unterhalb von 0,05 mm bleibt die Werkstückhöhe konstant. Darüber berechnet sie sich aus der Spannungsdicke und den vorgegebenen Verhältniswerten  $H/h$ . Es ist zu beachten, dass die hier ermittelten Werkstückhöhen lediglich für die im Rahmen der Untersuchung betrachteten Parameter gelten und insbesondere für Spannungsdicken größer als 0,2 mm nur abgeschätzt wurden.

#### 4.2.4 Auswirkungen des Spanwinkels auf das Simulationsergebnis

Bisher wurden die Simulationen zur Einflussuntersuchung mit einem konstanten Spanwinkel von  $\gamma = 6^\circ$  durchgeführt. Nach PAUKSCH führt dessen Verringerung zu steigenden Schnittkräften [PAU93]. Nun sollte überprüft werden, ob dieser Zusammenhang auch in der Zerspansimulation zum Ausdruck kommt. Dazu wurde eine weitere Simulation mit einem negativen Spanwinkel von  $\gamma = -6^\circ$  durchgeführt. Die sonstigen Simulationsparameter stimmen mit denen aus Simulation 11 überein. Die Simulations- und Werkzeugparameter sind in **Tabelle 4.8** zusammengefasst und die Ergebnisse in **Bild 4.16** gegenübergestellt.

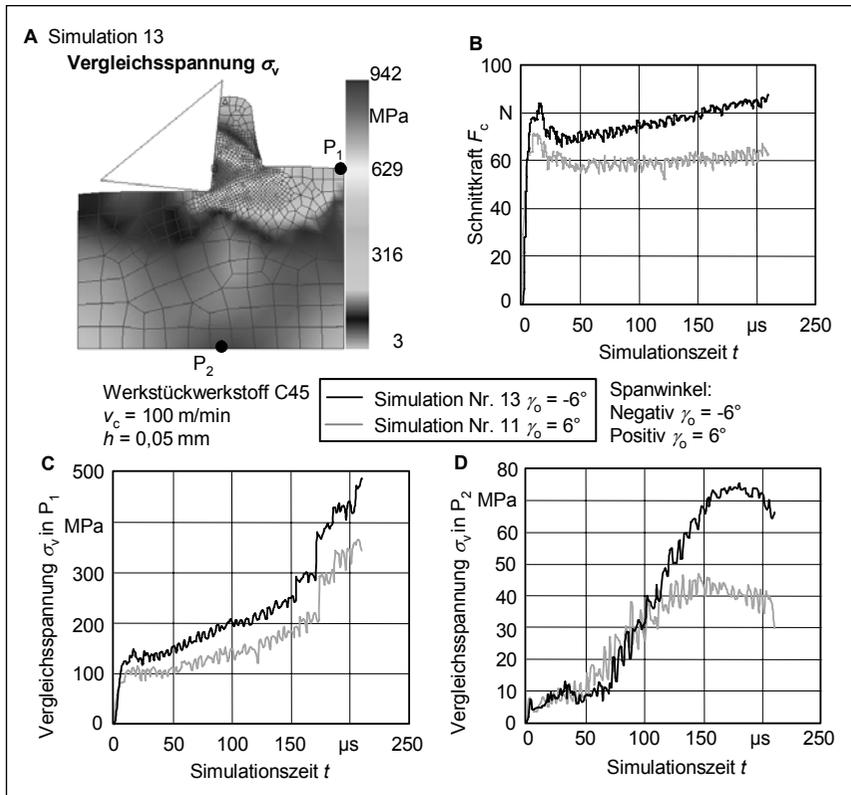
**Tabelle 4.8** Simulations- und Werkzeugparameter bei der Variation des Spanwinkels

Merkmal	Simulation Nr. 11	Simulation Nr. 13
Spanwinkel $\gamma$	$6^\circ$	$-6^\circ$
Freiwinkel $\alpha$	$6^\circ$	$6^\circ$
Schneidkantenverrundung $r_n$	10 $\mu\text{m}$	
Werkstückwerkstoff	C45	
Spannungsdicke $h$	0,05 mm	

Aus Bild 4.16 B wird deutlich, dass sich die Schnittkraft durch Verringerung des Spanwinkels vergrößert. Nach VICTOR und KIENZLE führt eine Änderung des Spanwinkels je Grad zu einer Schnittkraftänderung um 1 % bis 2 % [PAU93]. Im simulierten Fall sinkt der Spanwinkel um  $12^\circ$ . Zum Zeitpunkt  $t = 100 \mu\text{s}$ , wenn die Spanbildung abgeschlossen scheint, beträgt

$F_c = 58$  N in Simulation 11, was eine theoretische Erhöhung der Kraft um 8 N bis 17 N ergibt. Damit läge sie zwischen 66 N und 75 N. In Simulation 13 wird zum gleichen Zeitpunkt  $F_c = 75$  N erreicht.

Wird die Berechnung für  $t < 100$   $\mu\text{s}$  durchgeführt, was durch die etwas vage Bestimmung des Zustands der abgeschlossenen Spannbildung auch möglich ist, würde sich der Vergleichswert aus Simulation 13 noch verringern. Der Zusammenhang nach VICTOR und KIENZLE konnte also in diesem Fall simulativ abgebildet werden.



**Bild 4.16** Vergleichsspannungsverteilung (A), Schnittkraftverlauf (B), Vergleichsspannungsverlauf im Punkt P<sub>1</sub> (C) und Vergleichsspannungsverlauf im Punkt P<sub>2</sub> (D) für Simulation 11 und 13

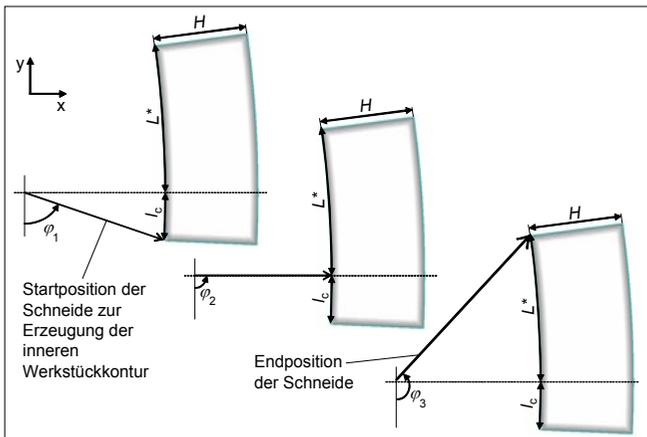
Darüber hinaus ist nun schon ab  $t = 40$   $\mu\text{s}$  eine stärker ansteigende Tendenz im Schnittkraftverlauf von Simulation 13 zu beobachten. Zum Teil könnte der erhöhte Anstieg auf eine größere Überhöhung  $h^*$  zurückgehen, die im letzten Simulationsschritt in Simulation 13 6  $\mu\text{m}$  und in Simulation 11 5  $\mu\text{m}$  beträgt. Ein Vergleich des Anstiegs der simulierten Schnittkraft von

Simulation 13 mit der nach der Formel von VICTOR und KIENZLE berechneten, analog zur Rechnung für Simulation 11 (Gleichungen (4.1) bis (4.4)), liefert folgende Ergebnisse: Aus der Simulation ergibt sich ein Anstieg der Schnittkraft von  $t = 100 \mu\text{s}$  bis  $t = 210 \mu\text{s}$  um 13 N bzw. 17,7 %. Die tatsächliche Spannungsdicke steigt in diesem Zeitraum von  $52 \mu\text{m}$  auf  $56 \mu\text{m}$ , was nach VICTOR und KIENZLE eine Steigung der Schnittkraft von 6,6 % bewirken würde. Der simulierte Anstieg ist also etwa 2,5-fach so hoch. Es ist somit möglich, dass noch ein weiterer Mechanismus wirkt, der zur kontinuierlichen Schnittkraftehöhung beiträgt.

Die Spandicke vergrößert sich erheblich, sodass der Scherwinkel von  $\phi = 32^\circ$  auf  $\phi = 20^\circ$  fällt. Sowohl die Vergleichsspannungen im Punkt  $P_1$  als auch in  $P_2$  sind erhöht. Dies weist darauf hin, dass die Größe des Werkstückausschnitts nicht nur nach den in der Zusammenfassung genannten Bedingungen gebildet werden sollte, sondern optimalerweise auch in Abhängigkeit vom Spanwinkel. Dazu sind noch weitere Untersuchungen notwendig, die im Rahmen dieser Arbeit nicht behandelt werden können.

### 4.3 Modellausschnittsgröße für die Frässimulation

Nachdem die Untersuchungen bezüglich der Modellausschnittsgröße für Drehsimulationen abgeschlossen sind, sollen die Ergebnisse für die Anwendung bei Frässimulationen angepasst werden. Daher sind die bisher aufgestellten Richtlinien für die Maße von Werkstückmodellen Ausgangspunkt der durchgeführten Frässimulationen.



**Bild 4.17**

Werkstückmodell der Frässimulation mit Winkeln und Bogenlängen

Für den Werkstückwerkstoff C45, der hier ausschließlich betrachtet werden soll, wurde die Beziehung zwischen der Spannungsdicke  $h$  und der verbleibenden Werkstücklänge  $L^*$  zwischen Schneidkeil und Werkstückende bestimmt zu:

$$L^* = 8,5444 \cdot h + 0,116 \text{ mm} \quad (4.5)$$

Die Gesamtlänge des Werkstückausschnitts  $L$  ergibt sich dann nach Bild 4.2 durch Addition des vorgesehenen Schnittwegs  $l_c$  zu:

$$L = l_c + L^* \quad (4.6)$$

Im Gegensatz zum rechteckigen Werkstückmodell einer Drehsimulation ist das Modell einer Fräsimulation gekrümmt. Daher sind die Größen  $l_c$ ,  $L^*$  und  $L$  Bogenlängen nach **Bild 4.17**, weshalb  $L$  in den weiteren Erläuterungen mit  $L_{\text{Bogen}}$  bezeichnet wird. Die Winkel  $\varphi_1$  bis  $\varphi_3$  bezeichnen verschiedene Vorschubrichtungswinkel der Schneide, die der zu simulierenden vorausläuft und somit die innere Werkstückkontur erzeugt.

Fast alle im Rahmen dieser Untersuchung erzeugten Werkstückgeometrien wurden so angelegt, dass der Schnittweg und damit die Simulation bei  $\varphi_2 = 90^\circ$  endet. Bei einem Einstellwinkel von  $\kappa = 90^\circ$  entspricht hier der Zahnvorschub  $f_z$  nach Gleichung (4.7) der Spannungsdicke  $h$ , die ihren Maximalwert  $h_{\text{max}}$  erreicht.

$$h = f_z \cdot \sin(\varphi) \quad (4.7)$$

Aus den vorgegebenen Bogenlängen  $l_c$  und  $L^*$  lassen sich die Winkel  $\varphi_1$  und  $\varphi_3$  berechnen. Der Zusammenhang zwischen diesen Größen ist durch Gleichung (4.8) und (4.9) gegeben.

$$l_c = \int_{\varphi_1}^{\varphi_2=90^\circ} \sqrt{[x'(\varphi)]^2 + [y'(\varphi)]^2} d\varphi \quad (4.8)$$

$$L^* = \int_{\varphi_2=90^\circ}^{\varphi_3} \sqrt{[x'(\varphi)]^2 + [y'(\varphi)]^2} d\varphi \quad (4.9)$$

$x'(\varphi)$  und  $y'(\varphi)$  sind die Ableitungen der Koordinatengleichungen der Schneidenspitze  $x(\varphi)$  und  $y(\varphi)$ , die vom Vorschubrichtungswinkel  $\varphi$ , dem Fräserradius  $R$ , dem Zahnvorschub  $f_z$  und der Zähnezahl  $z$  abhängen.

$$x(\varphi) = R \cdot \sin(\varphi) + \frac{f_z \cdot z}{2\pi} \varphi \quad (4.10)$$

$$y(\varphi) = -R \cdot \cos(\varphi) \quad (4.11)$$

Durch Einsetzen der Gleichungen (4.10) und (4.11) in die Gleichungen (4.8) und (4.9) ergibt sich Folgendes:

$$l_c = \int_{\varphi_1}^{\varphi_2=90^\circ} \sqrt{\left[ R \cdot \cos(\varphi) + \frac{f_z \cdot Z}{2\pi} \right]^2 + [R \cdot \sin(\varphi)]^2} d\varphi \quad (4.12)$$

$$L^* = \int_{\varphi_2=90^\circ}^{\varphi_3} \sqrt{\left[ R \cdot \cos(\varphi) + \frac{f_z \cdot Z}{2\pi} \right]^2 + [R \cdot \sin(\varphi)]^2} d\varphi \quad (4.13)$$

Ein analytisches Lösen dieser Integrale ist nicht möglich. Daher mussten sie für die Bestimmung der Winkel  $\varphi_1$  und  $\varphi_3$  bei vorgegebenen Bogenlängen numerisch gelöst werden. Die Länge des Schnittwegs  $l_c$  wurde so gewählt, dass bei  $\varphi_2 = 90^\circ$  eine abgeschlossene Spanbildung erreicht wurde.  $L^*$  ergab sich nach Gleichung (4.5). Um die Auswirkungen eines hierzu verkürzten Werkstückmodells zu bestimmen, wurde jeweils eine weitere Simulation mit halbiert verbleibender Werkstücklänge  $L^*$  nach Gleichung (4.14) durchgeführt.

$$L^* = \frac{8,5444 \cdot h + 0,116 \text{ mm}}{2} \quad (4.14)$$

Zu den variierten Größen gehörten der Zahnvorschub  $f_z$ , der Spanwinkel  $\gamma$  sowie die Höhe  $H$  des Werkstücks. Konstant blieben der Fräserdurchmesser  $D$ , die Zähnezahl  $z$ , die Schneidkantenverrundung  $r_n$ , der Freiwinkel  $\alpha$  sowie die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ . In **Tabelle 4.9** sind die Werte der unveränderten Größen zusammengestellt.

**Tabelle 4.9** Werkzeug- und Schnittparameter für die Frässimulation

Merkmal	Wert
Fräserdurchmesser $D$	14 mm
Zähnezahl $z$	1
Schneidkantenradius $r_\beta$	15 $\mu\text{m}$
Freiwinkel $\alpha$	6°
Schnittgeschwindigkeit $v_c$	100 m/min

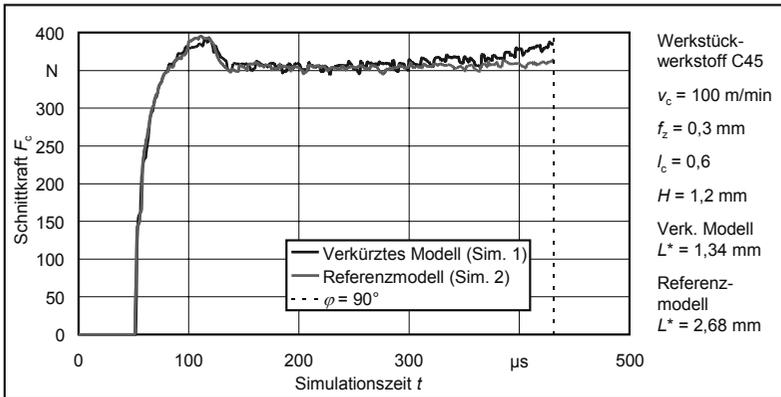
### 4.3.1 Minimal erforderliche Werkstücklänge in Abhängigkeit des Zahnvorschubs

Der Einfluss des Zahnvorschubs auf die Werkstücklänge wurde in den Simulationen 1 bis 10 untersucht. Die dabei verwendeten Werkstückparameter, berechnet nach den Gleichungen (4.5), (4.7) und (4.12) bis (4.14), zeigt **Tabelle 4.10**. Die unterschiedlichen Zahnvorschübe erforderten außerdem eine Anpassung der Höhe der Werkstückmodelle. Über die Anzahl der Gitterelemente wurde versucht, die Elementgröße weitgehend konstant zu halten. Die kleinsten Elementkantenlängen lagen zwischen 7,4  $\mu\text{m}$  und 9,6  $\mu\text{m}$ . Der Spanwinkel  $\gamma$  betrug in diesen Simulationen stets 6°.

**Bild 4.18** zeigt die Schnittkräfte der Simulationen 1 und 2. Bis  $t = 300 \mu\text{s}$  verlaufen sie auf nahezu identischem Niveau. Dann steigen jedoch die Schnittkräfte aus Simulation 1. Im letzten Simulationsschritt, bei  $\varphi = 90^\circ$ , liegen sie in Simulation 1 bei 385 N und in Simulation 2 bei 361 N. Dies bedeutet einen Anstieg der Schnittkraft um fast 7 % im Vergleich zu Simulation 2.

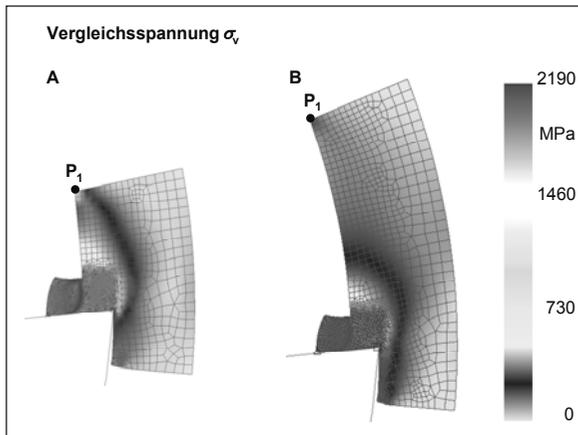
**Tabelle 4.10** Werkstückparameter bei Variation des Zahnvorschubs

Zahnvorschub $f_z$ Maximale Spannungsdicke $h_{\max}$ Schnittweg $l_c$ Verbleibende Werkstücklänge $L^*$				Werkstückhöhe $H$ Winkel $\varphi_1$ Winkel $\varphi_2$ Winkel $\varphi_3$			
Simulationsnummer	$f_z / h_{\max}$ in mm	$l_c$ in mm	$L^*$ in mm	$H$ in mm	$\varphi_1$ in Grad	$\varphi_2$ in Grad	$\varphi_3$ in Grad
1 2	0,3 / 0,3	0,6	1,3397 2,6793	1,2	85,09	90	100,97 111,95
3 4	0,2 / 0,2	0,4	0,9124 1,8249	0,8	86,73	90	97,47 104,95
5 6	0,1 / 0,1	0,3	0,4852 0,9704	0,4	87,55	90	93,97 97,94
7 8	0,05 / 0,05	0,2	0,2716 0,5432	0,3	88,36	90	92,23 94,44
9 10	0,1 / 0,05	0,2	0,2716 0,5432	0,3	28,37	30	32,22 34,43



**Bild 4.18** Schnittkräfte in Abhängigkeit der Simulationszeit für die Simulationen 1 und 2

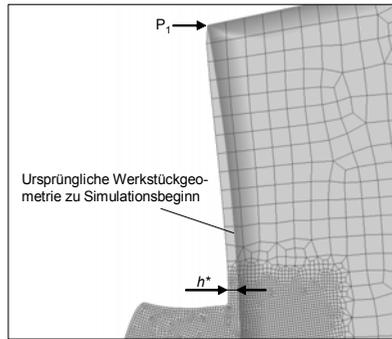
In **Bild 4.19** ist die Verteilung der Vergleichsspannung für beide Simulationen im jeweils letzten Simulationsschritt dargestellt. In beiden Teilbildern ist zu erkennen, dass die Vergleichsspannung hinter der Spanunterseite zunächst abfällt und dann am Punkt  $P_1$  nochmals ansteigt. Anders als bei den Drehsimulationen kann die Vergleichsspannung in  $P_1$  nicht als Beurteilungskriterium für die notwendige Länge des Werkstückmodells herangezogen werden.



**Bild 4.19** Verteilung der Vergleichsspannung nach von Mises im jeweils letzten Simulationsschritt im kurzen Werkstückmodell von Simulation 1 (A) und im langen Werkstückmodell von Simulation 2 (B)

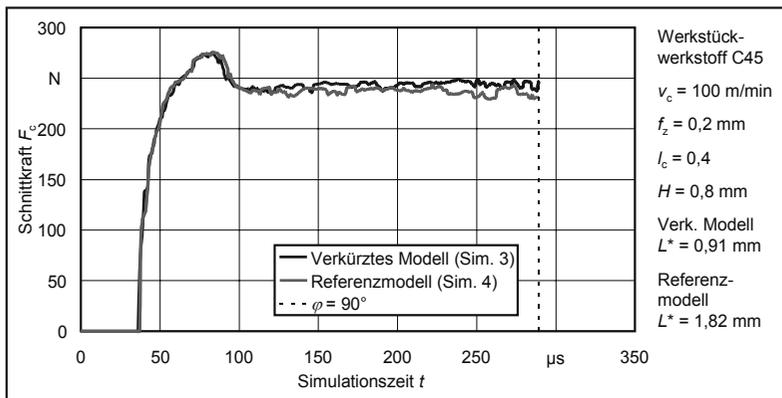
Stattdessen eignet sich die auch dort festgestellte Überhöhung  $h^*$  des Werkstückmodells zwischen dem Span und  $P_1$  gegenüber der ursprünglich erzeugten Modellgeometrie (**Bild 4.20**).

Durch den Aufstau von Werkstoff in diesem Bereich kommt es zu einer Erhöhung der tatsächlichen Spannungsdicke. Da die Überhöhung  $h^*$  im letzten Simulationsschritt von Simulation 1 35,0  $\mu\text{m}$  und von Simulation 2 17,6  $\mu\text{m}$  beträgt, könnte dies die Schnittkraftdifferenz erklären.



**Bild 4.20** Überhöhung  $h^*$  zwischen den Werkstückmodellen des ersten und letzten Simulationsschritts von Simulation 1

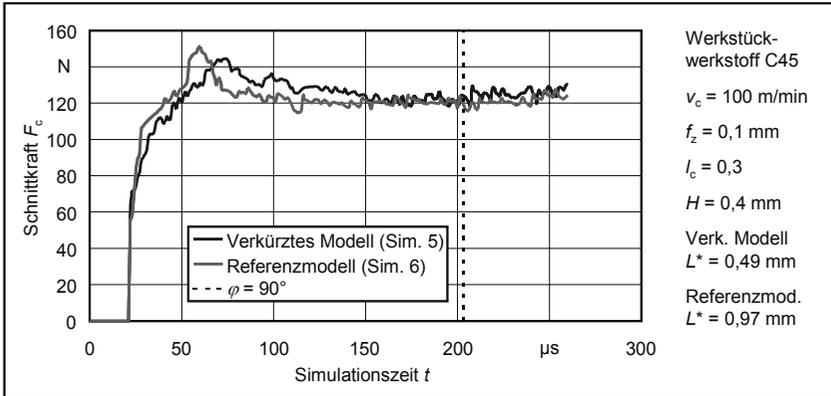
Das längere Werkstückmodell aus Simulation 2 bewirkt eine geringere Schnittkraft sowie eine kleinere Überhöhung gegenüber der Simulation mit dem kurzen Modell und erweist sich daher als günstiger.



**Bild 4.21** Schnittkräfte in Abhängigkeit der Simulationszeit für die Simulationen 3 und 4

Bei Verringerung des Zahnvorschubs auf 0,2 mm ergeben sich ab etwa  $t = 150 \mu\text{s}$  geringfügig unterschiedliche Schnittkraftverläufe zwischen Simulation 3 und 4 (**Bild 4.21**). Im Mittel unterscheiden sie sich um 2,5 %. Für die Überhöhung im letzten Simulationsschritt von Simulation 3

gilt  $h^* = 16,5 \mu\text{m}$  und von Simulation 4  $h^* = 9,7 \mu\text{m}$ . Folglich erweist sich hier das kurze Werkstückmodell als vorteilhafter bezüglich der Schnittkraft und der Überhöhung im Vergleich zum Modell der Simulation 1 mit  $f_z = 0,3 \text{ mm}$ .



**Bild 4.22** Schnittkräfte in Abhängigkeit der Simulationszeit für die Simulationen 5 und 6

Bei weiterer Verringerung des Zahnvorschubs auf  $f_z = 0,1 \text{ mm}$  in den Simulationen 5 und 6 ergeben sich Schnittkraftverläufe nach **Bild 4.22**. Es ist erkennbar, dass die Verläufe sich bis  $t = 170 \mu\text{s}$  wesentlich unterscheiden. Dies ist darin begründet, dass die verschiedenen Werkstücklängen geringfügig andere Vernetzungen bedingen. Somit wird ein unterschiedliches Interferenzverhalten zwischen einigen Elementen des Werkstücknetzes und der Werkzeugberandung ermöglicht (**Bild 4.23**). Es können Überschneidungen zum einen auf der Spanfläche und zum anderen im Bereich der Schneidkantenverrundung beobachtet werden. Im Laufe von mehreren Remeshings verringert sich die Interferenz, bis sie schließlich vollkommen aufgehoben ist. Es ist möglich, in *DEFORM-2D* eine maximal zulässige Interferenztiefe festzulegen, bei deren Überschreiten ein Remeshing-Vorgang einsetzt. Um eine möglichst stabile Simulation mit geringen Schnittkraftschwankungen zu erhalten, wurde in allen Simulationen diese Grenze auf  $2 \mu\text{m}$  festgelegt. Bei den durchgeführten Drehsimulationen trat eine Überschneidung nur im Bereich des Schneidkantenradius auf, was zu keiner Beeinflussung der Schnittkräfte führte. Die zusätzlich auftretende Interferenz auf der Spanfläche bei den Fräsimulationen kann auf die Überlagerung von Vorschub- und Schnittbewegung zurückgeführt werden.

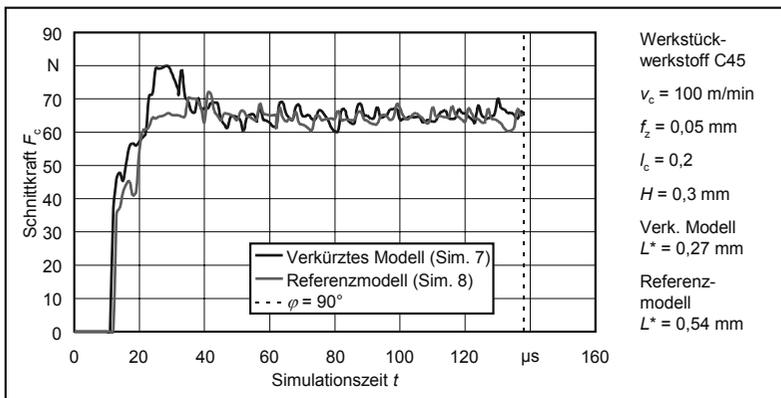
Bis  $\varphi = 90^\circ$  gleichen sich die Schnittkraftverläufe aber einander an. Die Überhöhung beträgt dann in Simulation 5  $6,7 \mu\text{m}$  und in Simulation 6  $3,8 \mu\text{m}$ . Beide Simulationen wurden über  $\varphi = 90^\circ$  fortgeführt. Dabei steigen die mittleren Schnittkräfte von  $121 \text{ N}$  im langen Werkstück-

modell gegenüber dem kurzen auf 125 N um etwa 3 %. Im letzten Simulationsschritt ist die jeweils verbleibende Werkstücklänge zwischen Werkzeug und Werkstückelemente natürlich kleiner als in Tabelle 4.10 aufgeführt, da die dortigen Werte für  $\varphi = 90^\circ$  gelten.



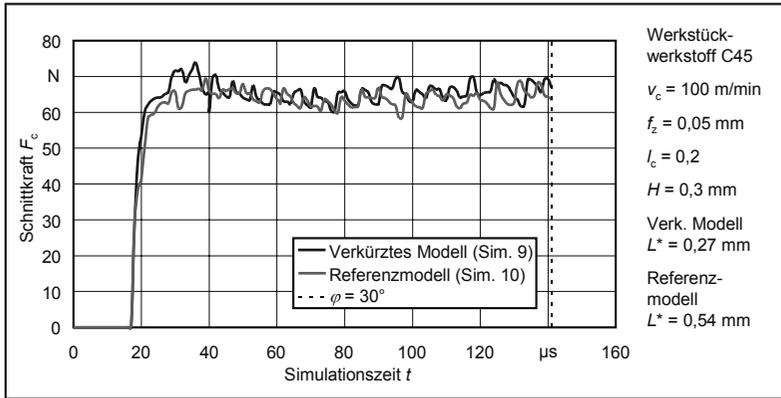
**Bild 4.23** Überschneidung im Anschnitt zwischen Werkstückelementen und der Werkzeugberandung

**Bild 4.24** zeigt die Schnittkräfte der Simulationen 7 und 8. Die Verläufe unterscheiden sich im Anschnitt bis  $t = 40 \mu\text{s}$  deutlich. Dies ist, wie in Simulation 5 und 6 durch die Interferenz zwischen einigen Werkstückelementen und der Werkzeugberandung bedingt. In Simulation 8 tritt die Interferenz erst nach etwa doppelt so vielen Simulationsschritten nicht mehr auf, wie in Simulation 7, wodurch ein Überschwingen der Schnittkraft nahezu vollständig unterdrückt wird.



**Bild 4.24** Schnittkräfte in Abhängigkeit der Simulationszeit für die Simulationen 7 und 8

Nachdem die Überschneidung in Simulation 7 nach  $t = 24 \mu\text{s}$  und in Simulation 8 nach  $t = 44 \mu\text{s}$  nicht mehr vorhanden ist, nähern sich die Schnittkräfte einander an und verlaufen dann bis zu einem Vorschubrichtungswinkel von  $\varphi = 90^\circ$  auf nahezu identischem Niveau. Die Überhöhung beträgt in Simulation 7  $3,1 \mu\text{m}$  und in Simulation 8  $1,8 \mu\text{m}$ . Der Einfluss der Werkstücklänge auf die Schnittkräfte und die Überhöhung ist sehr gering.



**Bild 4.25** Schnitkräfte in Abhängigkeit der Simulationszeit für die Simulationen 9 und 10

Schließlich wurden zwei Simulationen durchgeführt, die nicht wie bisher bei  $\varphi = 90^\circ$ , sondern bei  $\varphi = 30^\circ$  endeten. Bei einem Zahnvorschub von  $0,1 \text{ mm}$  beträgt die maximale Spannungsdicke dann nach Gleichung (4.7)  $0,05 \text{ mm}$ . Somit sind die Simulationen 9 und 10 vergleichbar mit den Simulationen 7 und 8. Da der Winkel zwischen Vorschub- und Schnittrichtung nun anders ist als in den übrigen Simulationen, sollte hiermit überprüft werden, ob dies die Wahl der Werkstücklänge beeinflusst. Wie bei einem Vergleich von **Bild 4.25** und Bild 4.24 ersichtlich, ist dies nicht der Fall; die Schnitkräfte unterscheiden sich nur sehr geringfügig.

### Zusammenfassung der Untersuchungen zur Werkstücklänge in Abhängigkeit von $f_z$

Die Untersuchungen zeigen, dass sich die Unterschiede zwischen den Schnitkraftverläufen vom kurzen und langen Werkstückmodell mit fallendem Zahnvorschub verringern. Während für  $f_z = 0,3 \text{ mm}$  und  $f_z = 0,2 \text{ mm}$  zumindest geringe Schnitkraftherhöhungen in den kurzen Werkstückmodellen beobachtet werden können, sind diese bei  $f_z = 0,1 \text{ mm}$  und  $f_z = 0,05 \text{ mm}$  nicht vorhanden.

Der Anschnittvorgang darf dabei nicht berücksichtigt werden, da er durch die erwähnte Interferenz beeinflusst ist. Allerdings sind die in dieser Untersuchung angewandten Schnittwege sehr kurz. Bei größeren Schnittwegen ist mit größeren Überhöhungen  $h^*$  zu rechnen, was dann zu höheren Schnitkraftanstiegen führen könnte. Da sich das längere Werkstückmodell bezüglich der Überhöhung  $h^*$  generell als vorteilhaft erweist, sollte also die verbleibende Werkstücklänge  $L^*$  nach Gleichung (4.5) berechnet werden. **Tabelle 4.11** fasst die gemessenen Überhöhungen zusammen.

**Tabelle 4.11** Überhöhungen bei Variation des Zahnvorschubs

Zahnvorschub $f_z$ Maximale Spannungsdicke $h_{\max}$ Schnittweg $l_c$ Verbleibende Werkstücklänge $L^*$ Überhöhung zwischen Werkstückgeometrie aus erstem und letztem Simulationsschritt $h^*$				
Simulationsnummer	$f_z / h_{\max}$ in mm	$l_c$ in mm	$L^*$ in mm	$h^*$ in $\mu\text{m}$
1 2	0,3 / 0,3	0,6	1,3397 2,6793	35,0 17,6
3 4	0,2 / 0,2	0,4	0,9124 1,8249	16,5 9,7
5 6	0,1 / 0,1	0,3	0,4852 0,9704	6,7 3,8
7 8	0,05 / 0,05	0,2	0,2716 0,5432	3,1 1,8
9 10	0,1 / 0,05	0,2	0,2716 0,5432	2,8 1,6

### 4.3.2 Auswirkungen des Spanwinkels auf das Simulationsergebnis

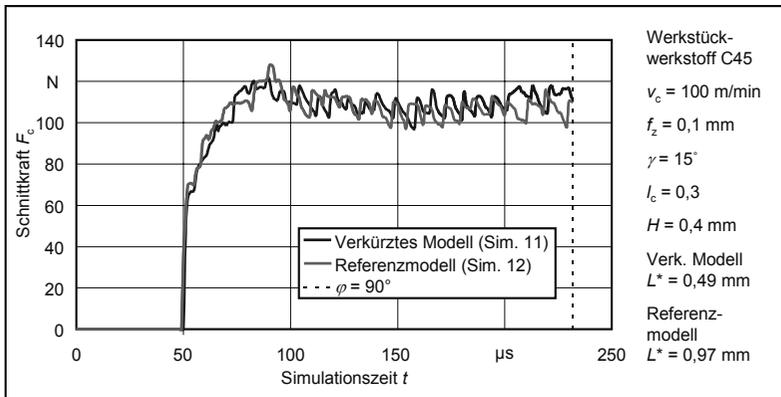
Es wurden weitere Simulationen durchgeführt, in denen der Spanwinkel  $\gamma$  nicht wie bisher  $6^\circ$ , sondern  $15^\circ$  und  $-6^\circ$  betrug. Auch hier wurden jeweils ein kurzes und ein langes Werkstückmodell simuliert. Der Zahnvorschub betrug 0,1 mm. Dadurch sind die Simulationen mit den Simulationen 5 und 6 vergleichbar.

**Tabelle 4.12** Werkstückparameter bei Variation des Spanwinkels

Spanwinkel $\gamma$ Schnittweg $l_c$ Verbleibende Werkstücklänge $L^*$ Werkstückhöhe $H$					Winkel $\varphi_1$ Winkel $\varphi_2$ Winkel $\varphi_3$		
Simulationsnummer	$\gamma$ in Grad	$l_c$ in mm	$L^*$ in mm	$H$ in mm	$\varphi_1$ in Grad	$\varphi_2$ in Grad	$\varphi_3$ in Grad
11 12	15	0,3	0,4852 0,9704	0,4	87,55	90	93,97 97,94
13 14	-6	0,6	0,9704 1,1280	0,4 0,6	87,55	90	97,94 99,24

In **Tabelle 4.12** werden die Parameter der Werkstückgeometrien zusammengefasst. Für die Simulationen mit dem negativen Spanwinkel von  $\gamma = -6^\circ$  musste mit größeren Schnittkräften und Überhöhungen gerechnet werden als in den Simulationen 5 und 6. Daher wurde die verbleibende Länge  $L^*$  des kurzen Werkstückmodells aus Simulation 13 nach Gleichung (4.5) berechnet. Die Länge des längeren Werkstücks aus Simulation 14 ergab sich, durch eine abgeschätzte Vergrößerung des Winkels  $\varphi_3$  aus Simulation 13 um  $1,3^\circ$ . Darüber hinaus wurde die Höhe  $H$  in Simulation 14 von  $0,4$  mm auf  $0,6$  mm erhöht.

Die Schnittkräfte aus Simulation 11 und 12 mit einem Spanwinkel von  $\gamma = 15^\circ$  verlaufen nach **Bild 4.26** auf nahezu identischem Niveau. Die Überhöhung  $h^*$  beträgt in Simulation 11  $8,6$   $\mu\text{m}$  und in Simulation 12  $5,8$   $\mu\text{m}$ . Damit liegen die Überhöhungen über und die Schnittkräfte unter den Werten aus den Simulationen 5 und 6 mit  $\gamma = 6^\circ$ .

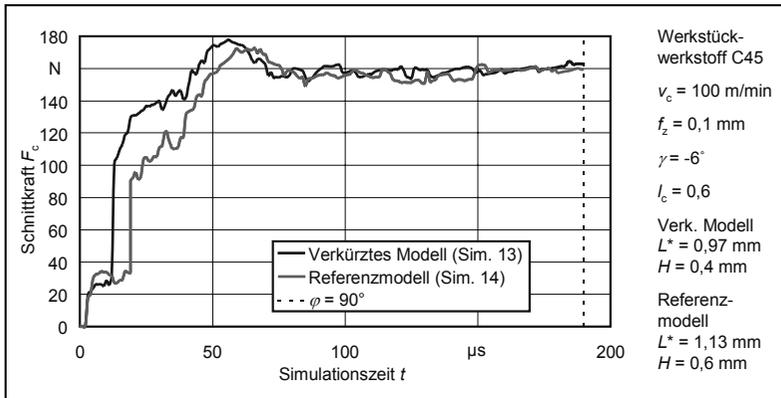


**Bild 4.26** Schnittkräfte in Abhängigkeit der Simulationszeit für die Simulationen 11 und 12

**Bild 4.27** zeigt die Schnittkraftverläufe. Bei Simulation mit negativem Spanwinkel erweist sich der Anschnitt aufgrund der Interferenz als besonders problematisch. Daher kommt es bis  $t = 50$   $\mu\text{s}$  zu starken Schwankungen innerhalb des Schnittkraftanstiegs. Danach sind die Schnittkraftverläufe ohne signifikante Unterschiede. Die Überhöhung fällt von  $h^* = 4,3$   $\mu\text{m}$  in Simulation 13 auf  $h^* = 2,6$   $\mu\text{m}$  in Simulation 14.

Ein wesentlicher Einfluss des Spanwinkels auf die Bestimmung der Werkstücklänge konnte nicht festgestellt werden. Die Schnittkräfte sind in den kurzen und langen Werkstückmodellen nahezu gleich. Dies gilt jedoch nur für die simulierten kurzen Schnittwege; eine uneingeschränkte Übertragung auf längere Schnittwege ist zu prüfen. Daher ist das längere Werkstückmodell aus Simulation 12 dem kürzeren aus Simulation 11 vorzuziehen. Da die Überhö-

hung in Simulation 13 mit  $h^* = 4,3 \mu\text{m}$  in etwa denen aus Simulation 6 und 12 entspricht, kann auch hier die Werkstücklänge nach Gleichung (4.5) berechnet werden. **Tabelle 4.13** gibt einen Überblick über die gemessenen Überhöhungen.



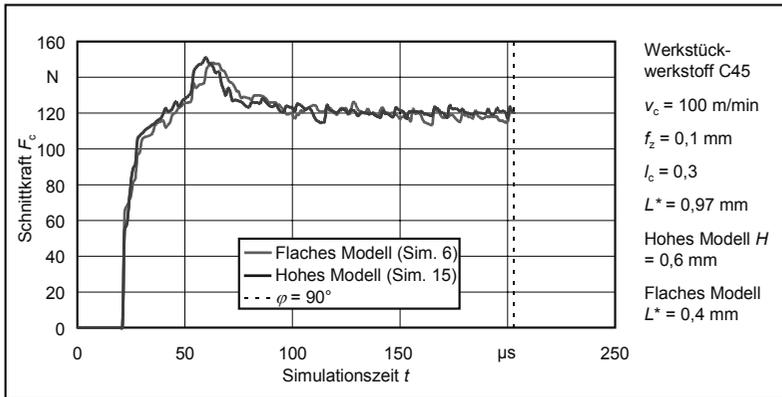
**Bild 4.27** Schnittkräfte in Abhängigkeit der Simulationszeit für die Simulationen 13 und 14

**Tabelle 4.13** Überhöhungen bei Variation des Spanwinkels

Spanwinkel $\gamma$ Verbleibende Werkstücklänge $L^*$ Überhöhung zwischen Werkstückgeometrie aus erstem und letztem Simulationsschritt $h^*$			
Simulationsnummer	$\gamma$ in Grad	$L^*$ in mm	$h^*$ in $\mu\text{m}$
11 12	15	0,4852 0,9704	8,6 5,8
5 6	6	0,4852 0,9704	6,7 3,8
13 14	-6	0,9704 1,1280	4,3 2,6

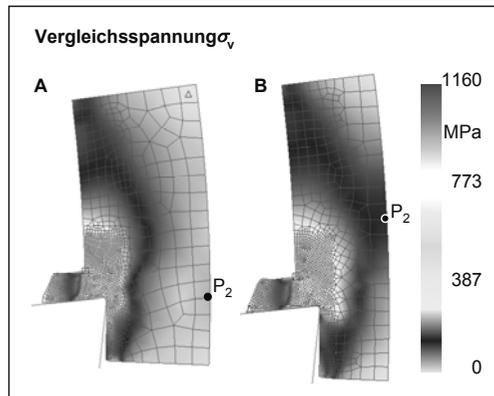
### 4.3.3 Minimal erforderliche Werkstückhöhe in Abhängigkeit des Zahnvorschubs

In Simulation 6 betrug der Zahnvorschub  $0,1 \text{ mm}$  bei einer Werkstückhöhe  $H$  von  $0,4 \text{ mm}$  und  $\varphi = 90^\circ$ . Nun wurde eine weitere Simulation durchgeführt, in der die Werkstücklänge der aus Simulation 6 gleich und die Höhe auf  $H = 0,6 \text{ mm}$  vergrößert wurde.



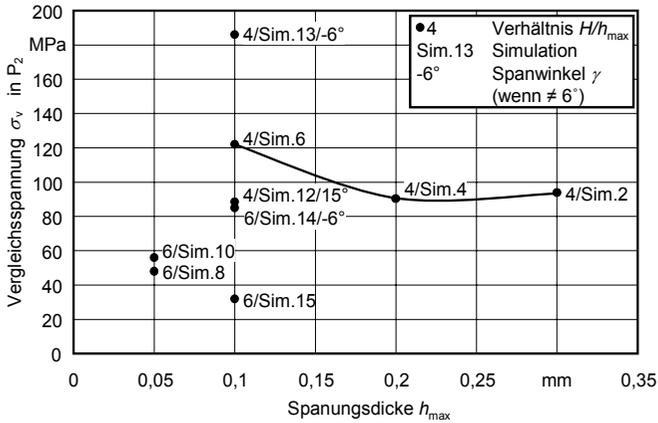
**Bild 4.28** Schnittkräfte in Abhängigkeit der Simulationszeit für die Simulationen 15 und 6

In **Bild 4.28** sind die Schnittkraftverläufe gegenübergestellt. Die Schnittkräfte sind bei  $\varphi = 90^\circ$  identisch. Auch die Abweichung bezüglich der Überhöhung zwischen Simulation 15 mit  $3,0 \mu\text{m}$  und Simulation 6 mit  $3,8 \mu\text{m}$  ist vertretbar.



**Bild 4.29** Verteilung der Vergleichsspannung nach von Mises bei  $\varphi = 90^\circ$  im hohen Werkstückmodell von Simulation 15 (A) und im flachen Werkstückmodell von Simulation 6 (B)

Wie bei den Untersuchungen am Drehmodell wurden die Simulationen 1 bis 15 hinsichtlich ihrer maximalen Vergleichsspannung im Punkt  $P_2$  analysiert (**Bild 4.29**). In **Bild 4.30** ist zu jedem Datenpunkt das Verhältnis aus Werkstückhöhe und maximaler Spannungsdicke  $H/h_{\max}$  sowie die Simulationsnummer und der Spanwinkel, falls er ungleich  $6^\circ$  ist, angegeben. Als Kriterium für die Bestimmung der Höhe des Werkstückmodells dient die Vergleichsspannung in  $P_2$ .



**Bild 4.30** Maximale Vergleichsspannungen bei  $\varphi = 90^\circ$  bzw.  $\varphi = 30^\circ$  in  $P_2$

Die maximal zulässige Vergleichsspannung wird aufgrund der Ergebnisse aus den Drehsimulationen ebenfalls auf 300 MPa festgelegt. Damit bleibt die Beeinflussung der Vergleichsspannungsverteilung im Werkstück auch bei den Frässimulationen gering. Die Vergleichsspannungen der Simulationen 13 und 6 liegen bei einem Verhältnis von  $H/h = 4$  über dieser Grenze. Die Erhöhung dieses Verhältnisses auf  $H/h = 6$  bewirkt sowohl für die Simulation 13 mit dem Spanwinkel von  $-6^\circ$  als auch für Simulation 6 mit  $6^\circ$  einen deutlichen Vergleichsspannungsabfall, wie Simulation 14 und 15 zeigen.

**Tabelle 4.14** Richtlinien für die Bestimmung der Werkstückhöhe  $H$  bei positivem und negativem Spanwinkel

Maximale Spannungsdicke $h_{\max}$ in mm	< 0,05	0,05 bis 0,2	> 0,2
Spanwinkel $\gamma > 0$	$H = 0,3 \text{ mm}$	$5 \cdot h$	$4 \cdot h$
Spanwinkel $\gamma < 0$	$H = 0,3 \text{ mm}$	$6 \cdot h$	$5 \cdot h$

## 5 Vorgehensweise zur Automatisierung des Simulationslaufs

### 5.1 Automatisierung des Preprocessings

#### 5.1.1 Ziele und Aufgaben der Automatisierung

Das Preprocessing dient der Erstellung des Simulationsmodells im FEM-Programm. Im Falle einer Frässimulation werden dabei die Werkstück- und Werkzeuggeometrie erzeugt und zueinander positioniert, die Vernetzung der Modelle vorgenommen, Materialdaten zugewiesen und weitere umfangreiche Einstellungen getätigt. Die manuelle Ausführung des Preprocessings kann also je nach gewünschtem Simulationsmodell längere Zeit in Anspruch nehmen. Durch eine skriptgesteuerte Automatisierung dieses Vorgangs ist es möglich, die Dauer auf wenige Sekunden zu beschränken. Des Weiteren ist dies Voraussetzung für die Kopplung eines FE-Systems mit anderen Programmen, aus denen eine Simulation generiert werden soll. Aus den genannten Gründen wurde also ein Programm für die Automatisierung des Preprocessings von Frässimulationen entwickelt.

Zur Simulation von Spanbildungsvorgängen mit Hilfe der FEM haben sich in den letzten Jahren drei Softwaresysteme etabliert: *ABAQUS Standard* und *Explicit*, *DEFORM-2D/3D* sowie *AdvantEdge* [ABA08, FLU04, FLU05, Adv08]. *ABAQUS* stellt dabei eine Anwendung dar, die nicht spezifisch für die Zerspannsimulation entwickelt wurde, sondern allgemein zur Bearbeitung von FE-Simulationsaufgaben verwendet werden kann. Sie ist sehr gut geeignet, wenn völlig neuartige Themenfelder erschlossen werden sollen, und wird deshalb bei der Erforschung grundlegender Phänomene bei der Zerspannung erfolgreich angewendet [SPU96, GER98, SÖH03]. Die umfangreiche Funktionalität von *ABAQUS*, die Eingaben sowohl über Textdateien als auch über eine grafische Benutzeroberfläche zulässt, geht jedoch mit einer entsprechend aufwändigen Bedienung einher. Für die Anwendung von immer wiederkehrenden Aufgabenstellungen im industriellen Umfeld von Zerspanwerkzeugherstellern ist der Einsatz mit relativ hohen Kosten verbunden, weil entsprechend qualifiziertes und erfahrenes Personal einzusetzen ist. Im Gegensatz hierzu bietet *AdvantEdge* ausschließlich eine grafische Benutzeroberfläche ohne die Möglichkeit, tiefer in die Programmstrukturen einzugreifen. Durch einen eingeschränkten Funktionsumfang ist zwar eine sehr einfache Bedienung gegeben, die auch von in der Simulation wenig erfahrenen Anwendern relativ schnell zu erlernen ist. Allerdings ist die Flexibilität der Software eingeschränkt, da sie keinen Zugriff auf wichtige Parameter wie beispielsweise die Zeitschrittgröße oder die Feinheit des

FE-Netzes erlaubt. Dies hat insbesondere bei der Erweiterung und Anpassung eines Simulationsmodells Auswirkungen auf neue Schneidstoff-Werkstoff-Kombinationen mit dem Ziel, einen stabilen Berechnungsablauf zu gewährleisten. *DEFORM* bietet einen guten Mittelweg zwischen den beiden zuvor genannten Softwarelösungen. Neben einer einfach zu bedienenden grafischen Benutzeroberfläche eröffnet die spezifische Anpassung von User-Routinen vielfältige Möglichkeiten, Einfluss auf die Modellierung und Berechnung zu nehmen. Hiermit ist sowohl die Durchführung von Standardaufgaben mit Hilfe einer strukturierten Nutzerführung, gegebenenfalls unterstützt durch Wizards, möglich als auch die individuelle Modellierung von Zerspanprozessen, die eine Erweiterung der Standardfunktionalität erfordert.

### 5.1.2 Voraussetzungen seitens *DEFORM-2D*

Zur Automatisierung des Preprocessings werden die Text-Modi des verwendeten Simulationsprogramms *DEFORM-2D* in der Version 8.1 genutzt. Über diesen kann auf die meisten Funktionen zugegriffen werden, die auch über die grafischen Oberflächen zu erreichen sind.

**Bild 5.1** zeigt das Hauptmenü des Preprocessors im Text-Modus, der über den Befehl *def\_pre.exe* aufgerufen wird.

```

*****
*                               *
*           Welcome to DEFORM System           *
*                               *
*           Input Preparation Module           *
*                               *
*           Version 8.10                     *
*                               *
*****

*** INFO: Initialize Input Preparation Environment
*** INFO: Ready to Prepare Input for INITIAL Run

Hit <CR> to Continue ...

***** INPUT PREPARATION Main Menu *****

WARNING : Features that have been added in version
          5.0 and above cannot be accessed from
          the menu in this pre-processor. Use the
          graphical user interface for the new
          features

1 - Change Problem ID (DEFORM)
2 - File Input
3 - Simulation Controls Modification
4 - Material Properties Modification
5 - Object Data Modification
6 - Inter-Object Data Modification
7 - DEFORM Simulation Data Generation
8 - Keyword Values Save

Enter Selection (1-0, R, E, /):

```

**Bild 5.1** Text-Modus des Preprocessors in *DEFORM-2D*

Durch Eingabe von Zahlen oder bestimmten Buchstaben für die einzelnen Menüpunkte werden die Untermenüs aufgerufen und Einstellungen vorgenommen. Diese Anweisungen können zeilenweise in einer Text-Kontrolldatei im *txt*-Format abgelegt werden, die wiederum dem Preprocessor über einen Befehl zugewiesen wird. Der Preprocessor führt dann alle in der Textdatei hinterlegten Anweisungen automatisch aus. Gleiches gilt für das Programm zur Erzeu-

gung des FE-Netzes (Mesher), auf das zum einen über ein Untermenü des Preprocessors und zum anderen über direkten Befehl zugegriffen werden kann. Ist eine Simulationsdatenbank am Ende des Preprocessings erzeugt worden, kann sie im Batch-Modus gestartet werden.

Eine weitere Möglichkeit der automatisierten Dateneingabe besteht darin, in *DEFORM-2D* festgelegte Schlüsselwörter in sogenannten *KEY*-Dateien zu verwenden. Wird die *KEY*-Datei im Preprocessor geladen, werden die Einstellungen entsprechend den Schlüsselwörtern darin eingelesen. Somit müssen nicht zwangsläufig alle Parameter über den Aufruf von Untermenüs übergeben werden [FLU].

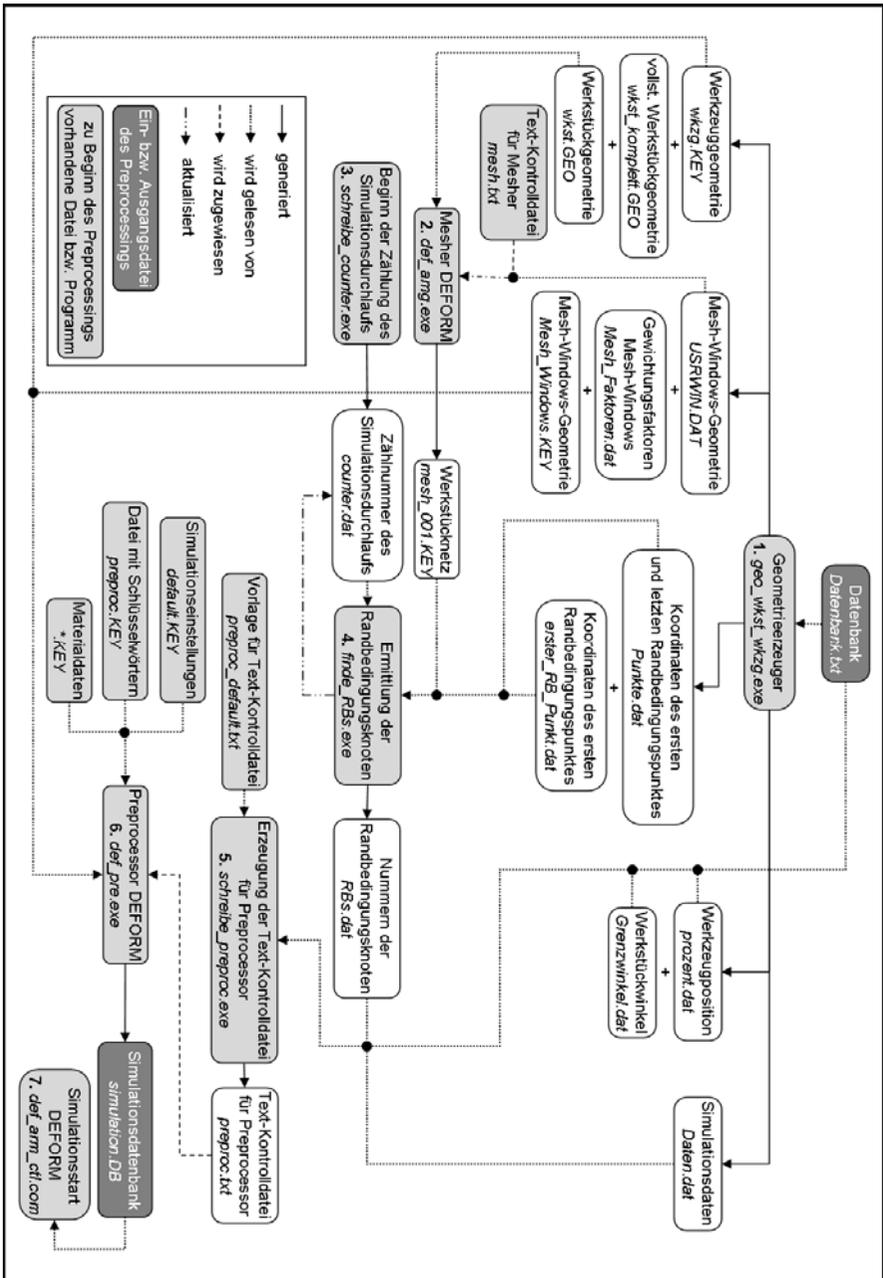
### 5.1.3 Automatisierter Ablauf des Preprocessings

Das Preprocessing wird durch das Skript *start\_preproc.bat* gesteuert. **Bild 5.2** stellt den Programmablauf ausführlich dar. In den folgenden Kapiteln werden die Aufgabe und die Arbeitsweise der einzelnen Programme und Dateien erläutert. Es werden zunächst die zu Beginn des Preprocessings vorhandenen Programme und Dateien beschrieben. Anschließend wird der Ablauf des Skripts in der Reihenfolge der Nummerierung der Programme erklärt. Darüber hinaus sind der angewandte Berechnungsweg und die verwendeten Formeln in [INT07] dokumentiert.

#### Eingangsdaten

Zu Beginn des Preprocessings müssen bereits einigen Daten in verschiedenen Dateien hinterlegt sein. Die Datei *Datenbank.txt* beinhaltet folgende Parameter:

- Fräserdurchmesser  $D$
- Freiwinkel  $\alpha$
- Spanwinkel  $\gamma$
- Schneidkantenradius  $r_\beta$
- Zähnezahl  $z$
- Zahnvorschub  $f_z$
- Schnittgeschwindigkeit  $v_c$
- Vorschubrichtungswinkel  $geo_{\text{offset}}$ , bei dem die Simulation beginnen soll
- Bogenlänge des Teilmodells  $L_{\text{Bogen}}$



**Bild 5.2** Gestartete Programme und erzeugte Dateien bei Abarbeitung des Skripts *start\_preproc.bat* zum automatisierten Preprocessing des Fräsmodells

Der Benutzer kann hier die gewünschten Werte vor dem Start des Preprocessings vorgeben. Darüber hinaus erfolgt die Angabe des zu simulierenden Werkstückwerkstoffs. Die Text-Kontrolldatei *mesh.txt* beinhaltet die Menünummern zur Steuerung der Vernetzung des Werkstücks durch das *DEFORM*-Programm *def\_amg.exe*. In der Datei *preproc\_default.txt* ist eine Vorlage für die Erstellung der Text-Kontrolldatei *preproc.txt* für den Preprocessor hinterlegt.

Die Schlüsselwort-Datei *default.KEY* beinhaltet grundlegende Einstellungen einer Zerspannsimulation, wie zum Beispiel die Wahl des ebenen Spannungszustands und die Verwendung von SI-Einheiten. Darüber hinaus sind hier Größen, wie beispielsweise Elementzahl und Zeitinkrement, festgelegt, die bei Bedarf vor dem Preprocessing in der Datei manuell geändert werden müssen.

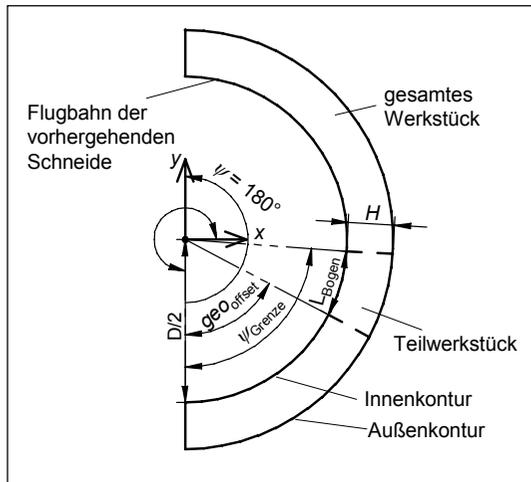
Der Name der Datei *\*.KEY* (Materialdatei) richtet sich nach dem zu simulierenden Werkstückwerkstoff. Die Material-Dateien von *DEFORM-2D* sind standardmäßig über weitere Unterordner zu erreichen. Das direkte Einlesen einer Material-Datei über die angegebene Verzeichnisstruktur ist im Preprocessor jedoch nicht möglich, da der Pfad zu viele Zeichen enthält. Daher wird die Datei zunächst skriptgesteuert in den Ordner *Temp* kopiert, von wo aus sie in den Preprocessor eingelesen werden kann. Der vollständige Name der Material-Datei ist in *preproc.KEY* einzutragen. *preproc.KEY* enthält Schlüsselwörter, die dem Preprocessor die Anweisung geben, folgende *KEY*-Dateien einzulesen: *mesh\_001.KEY*, *default.KEY*, *wkzg.KEY*, *\*.KEY* (Materialdatei), *Mesh\_Windows.KEY*. Außerdem befindet sich hier die Einstellmöglichkeit, alle Knotentemperaturen vor Simulationsbeginn auf 20 °C zu setzen.

### **Berechnung der Werkstückgeometrie**

Das Programm *geo\_wkst\_wkzg.exe* liest aus der Datei *Datenbank.txt* die werkzeug- und werkstückdefinierenden Werte aus. Daraus berechnet es die Geometrie beider Objekte und speichert sie im Falle des Werkstücks in der Datei *wkst.GEO*. Der Grund für die Ausgabe in den verschiedenen Formaten liegt darin, dass das Vernetzungsprogramm von *DEFORM-2D*, die *def\_amg.exe*, das *GEO*-Format erfordert. Da das Werkzeug nicht vernetzt werden muss, wird dessen Geometrie direkt in den Preprocessor, der das *KEY*-Format erfordert, eingelesen.

Die Geometrie des gesamten Werkstückmodells, also nicht nur die benötigte Teilgeometrie, wird zusätzlich in *wkst\_komplett.GEO* abgelegt. Diese Datei wird nicht weiter benötigt, bietet dem Nutzer aber Kontrollmöglichkeiten bei fehlerhaften Geometrien. Des Weiteren werden ein Kennwert zur Positionierung des Werkzeugs in *prozent.dat*, die Winkel- und Vorschubgeschwindigkeit sowie der Drehpunkt des Werkzeugs bei Simulationsbeginn in *Daten.dat* abgelegt.

Die Geometrie des Fräswerkstücks ist in **Bild 5.3** dargestellt. Sie besteht aus einer Reihe von Punkten, die die Innen- und Außenkontur des Werkstückmodells beschreiben. Die Geometriepunkte müssen in *DEFORM-2D* in mathematisch positiver Drehrichtung angegeben werden, das heißt die Punkte der Außenkontur „von unten nach oben“ und die der Innenkontur „von oben nach unten“. Im neuen Simulationsmodell wird jedoch statt des Gesamtwerkstücks nur ein bestimmtes, für den ersten Simulationsdurchlauf relevantes Teilwerkstück erzeugt. Dessen Geometrie hängt von den in *Datenbank.txt* hinterlegten Eingangsgrößen ab.

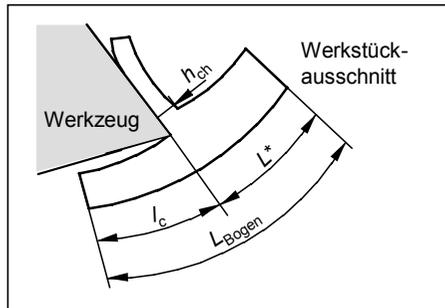


**Bild 5.3** Werkstückgeometrie

Das Gesamtwerkstück wird durch die Eingangsgrößen im Winkelbereich von  $0^\circ \leq \psi \leq 180^\circ$  beschrieben. In Bild 5.3 sind die Vorschubrichtungswinkel mit  $geo_{offset}$  und  $\psi$  bezeichnet, da sie auf das feststehende Koordinatensystem bezogen sind und nicht auf das mit dem Werkzeug mitbewegte. Auf letzteres bezogene Vorschubrichtungswinkel werden  $\varphi$  genannt [DIN6580]. Das daraus entnommene Werkstücksegment ist zum einen durch den Winkel  $geo_{offset}$  und zum anderen durch die abzubildende Bogenlänge  $L_{Bogen}$  definiert. Beide Größen müssen vom Benutzer vorgegeben werden. Die Einführung der erstgenannten Größe ermöglicht es, die Simulation mit einem beliebigen Vorschubrichtungswinkel, also auch im Gleichlaufbereich, zu starten. Die Bogenlänge muss so gewählt werden, dass der Abstand  $L^*$  zwischen der Schneidenspitze und dem rechten Rand des Werkstückmodellausschnitts am Ende eines Simulationsdurchlaufs nicht zu klein ist (**Bild 5.4**).

Bei zu geringem  $L^*$  staut sich das Material zwischen der Spanrückseite und dem Werkstückende stark auf, sodass sich die tatsächliche Spannungsdicke und die damit verbundene Schnitt-

kraft erhöhen. In Abhängigkeit der auch in der Datenbank festzulegenden Größe Zahnvor-schub  $f_z$  und des zu simulierenden Werkstückwerkstoffs wird sich in der Simulation eine Span-dicke  $h_{ch}$  einstellen. Diese beeinflusst ebenso wie der Schnittweg  $l_c$  die Wahl der Bogenlänge.



**Bild 5.4** Längenmaße am Werkstücksegment

Aus der vom Anwender vorgegebenen Bogenlänge für das Werkstückmodell wird der Grenzwinkel  $\nu_{\text{Grenze}}$  berechnet, der das Ende des Teilwerkstücks beschreibt und in der Datei *Grenzwinkel.dat* abgespeichert ist. Die innere Kontur des Werkstückmodells bildet die Flugbahn der Schneide ab, die der zu simulierenden vorausläuft. Die translatorische und rotatorische Bewegung dieser Schneide kann mathematisch durch ein bewegtes Koordinatensystem  $x'-y'$ , in dem die Schneide ortsfest ist, formuliert werden.

Die Höhe  $H$  des Werkstückmodells (Bild 5.3) ist von der maximalen Spannungsdicke  $h_{\text{max}}$ , die im Teilwerkstück erreicht wird, abhängig. Beim Gegenaufräsen befindet sich die maximale Spannungsdicke am rechten Rand und beim Gleichlaufräsen am linken Rand des Werkstück-ausschnitts des jeweiligen Simulationsdurchlaufs. Das Ende eines Simulationsdurchlaufs ist erreicht, wenn die Schneide ein Drittel der Bogenlänge des Werkstückmodells überstrichen hat, entsprechend den Ergebnissen aus den Kapiteln 4.2 und 4.3.

### Berechnung der Werkzeuggeometrie

Das Werkzeug der Frässimulation stellt eine Schneide eines Fräasers dar. Deren Geometrie wird ebenfalls durch das Programm *geo\_wkst\_wkzg.exe* erzeugt und in der Datei *wkzg.KEY* abgespeichert. Um unterschiedliche Fräsergrößen und -formen simulieren zu können, wurde die Geometrie der Schneide in Abhängigkeit verschiedener Eingangsgrößen parametrisiert. Neben fest im Programm hinterlegten Größen können folgende vom Benutzer definiert werden:

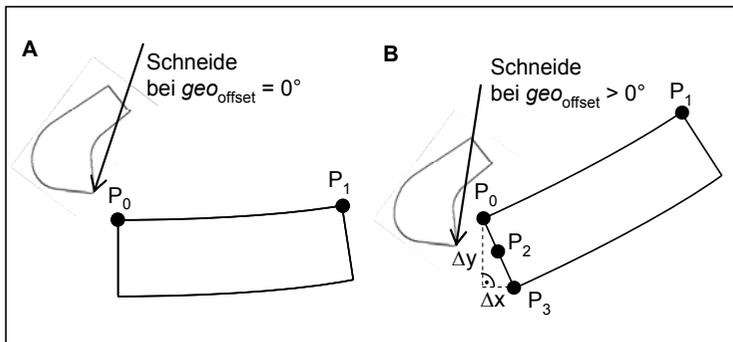
- Fräserdurchmesser  $D$
- Schneidkantenradius  $r_{\beta}$

- Freiwinkel  $\alpha$
- Spanwinkel  $\gamma$

Die damit einhergehende Positionierung der Schneide von Ein- und Mehrschneidern wird in [INT07] beschrieben.

### Berechnung der Randknotenkoordinaten für Randbedingungen

Für das noch folgende Aufbringen der Randbedingungen (Fixierung der Randknoten) ist es zunächst notwendig, die Koordinaten der Punkte  $P_0$  und  $P_1$  bzw.  $P_2$  und  $P_1$ , zwischen denen die Randbedingungen in mathematisch positiver Drehrichtung aufgetragen werden sollen, in der Datei *Punkte.dat* abzuspeichern (**Bild 5.5**). Für den Fall, dass  $geo_{offset} = 0^\circ$  ist (Bild 5.5 A), erfolgt der erste Kontakt zwischen dem Schneidkeil und dem Werkstück auf dessen innerer Kontur. Daher können die Koordinaten der beiden Eckpunkte berechnet werden.



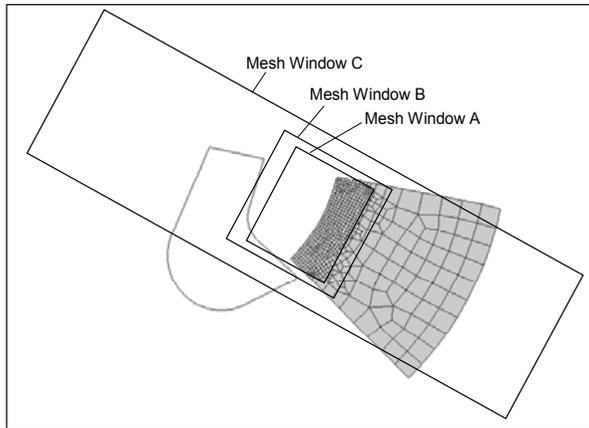
**Bild 5.5** Randkoordinaten für Randbedingungen

Für den Fall, dass  $geo_{offset} > 0^\circ$  ist, macht Bild 5.5 B deutlich, dass der Punkt  $P_0$  nun nicht fixiert werden darf, da das Werkzeug mit ihm in Berührung kommt. Daher müssen die Koordinaten des Punktes  $P_2$  berechnet werden, die dann in der Datei *erster\_RB\_Punkt.dat* abgelegt werden.  $P_1$  ist der letzte Knotenpunkt, der mit einer Randbedingung beaufschlagt wird. Er ist nicht von der Fallunterscheidung bezüglich  $geo_{offset}$  betroffen und bereits während der Geometrieerzeugung berechnet worden.

### Berechnung der Mesh Windows

Mit Hilfe der Festlegung von einzelnen Bereichen kann in *DEFORM-2D* die Verteilung der Elementgrößen gesteuert werden. Diese Bereiche werden *Mesh Windows* genannt. Dazu definiert man mindestens zwei sich überdeckende Mesh Windows, denen jeweils ein Faktor zuge-

wiesen wird. Aus dem Verhältnis dieser Werte errechnet *DEFORM-2D* die Elementgrößen. Für die vorliegende Fräsimulation werden drei Mesh Windows definiert, die nach **Bild 5.6** das Teilmodell des Werkstücks abdecken.



**Bild 5.6** Position der drei Mesh Windows auf dem Teilwerkstück

### Vernetzung der Werkstückgeometrie

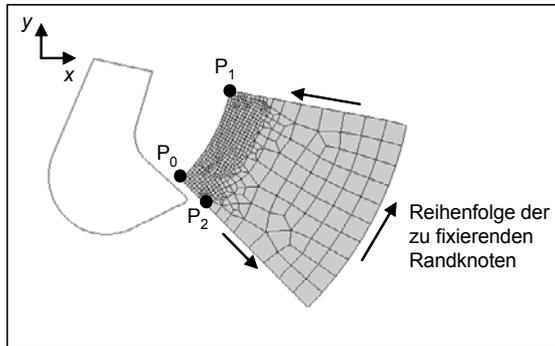
Über das Programm *def\_amg.exe* wird die in der Datei *wkst.GEO* hinterlegte Werkstückgeometrie vernetzt. Sollen bei der Vernetzung Mesh Windows berücksichtigt werden, sind die Dateien *USRWIN.DAT* und *Mesh\_Faktoren.dat* nötig. Sie enthalten die Koordinaten der Mesh Windows und die Werte für die relativen Elementgrößen in den einzelnen Fenstern. Der Mesher liest sie ein und löscht sie anschließend selbstständig. Zu beachten ist, dass bei diesem Vernetzungsvorgang mit Mesh Windows lediglich ein entsprechend geartetes Netz für das Werkstückmodell bei Simulationsstart erzeugt wurde. Um der Simulationsdatenbank die Lage der Mesh Windows für im Laufe der Simulation durchzuführende Remeshings mitzuteilen, muss die Datei *Mesh\_Windows.KEY* später in den Preprocessor geladen werden.

### Erzeugung der Datei zur Zählung der Simulationsdurchläufe

Nach dem Vernetzen des Werkstückmodells wird das Programm *schreibe\_counter.exe* aufgerufen. Dieses erzeugt die Datei *counter.dat* mit dem Eintrag „1“. Damit wird mitgeteilt, dass eine Simulation für den ersten Simulationsdurchlauf generiert werden soll. Der Eintrag wird dann nach jeder Modellanpassung um 1 erhöht. Darüber hinaus benötigt eine Vielzahl von zu Beginn beschriebenen Programmen die Information, für welchen Simulationsdurchlauf Daten berechnet werden sollen.

## Bestimmung der Randbedingungsknoten

Durch das Programm *finde\_RBs.exe* werden den Randknoten des Werkstücknetzes zwischen den Punkten  $P_0$  und  $P_1$  bzw.  $P_2$  und  $P_1$  (Bild 5.5) in mathematisch positiver Richtung die Geschwindigkeitsrandbedingungen aufgetragen (**Bild 5.7**). Da sich das Werkzeug mit Schnittgeschwindigkeit bewegt, müssen die Knoten zwischen  $P_2$  und  $P_1$  fixiert werden. Ihnen werden Geschwindigkeiten in x- und y-Richtung von  $v = 0$  m/s zugewiesen.



**Bild 5.7** Knoten mit Randbedingungen

Um im Preprocessor die Einstellungen vornehmen zu können, ist es nötig, zu den bekannten Koordinaten von  $P_0$  und  $P_1$  bzw.  $P_2$  und  $P_1$  die dazugehörigen Knotennummern zu bestimmen. Dazu stellt *finde\_RBs.exe* zunächst fest, im wievielten Simulationsdurchlauf das Preprocessing durchgeführt wird. Handelt es sich um das erste Preprocessing, wird die Datei *mesh001.KEY* mit allen darin enthaltenen Knotennummern und -koordinaten des Werkstücknetzes ausgelesen. Nach Festlegung der Randbedingungen werden diese in der Datei *RBs.dat* gespeichert.

## Erzeugung der Text-Kontrolldatei für den Preprocessor

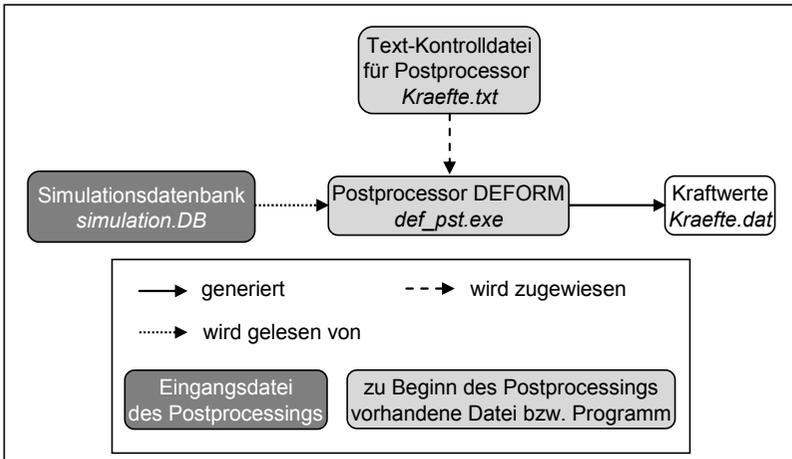
Die Text-Kontrolldatei *preproc.txt* für die Steuerung des Text-Modus des Preprocessors wird durch das Programm *schreibe\_preproc.exe* erzeugt. Dazu liest es die Dateien *Datenbank.txt*, *Daten.dat*, *prozent.dat*, *Grenzwinkel.dat*, *RBs.dat* und als Vorlage *preproc\_default.txt* ein. Die Informationen aus der letztgenannten Datei werden um zusätzliche Daten wie die Knotennummern für die Randbedingungen, den gewünschten Weg in Vorschubrichtung des Werkzeugs bis zum Abbruch der Simulation sowie um die Vorschub- und Schnittgeschwindigkeit ergänzt und in der Text-Kontrolldatei *preproc.txt* abgelegt.

## Erzeugung der Simulationsdatenbank

Alle bisher ermittelten Daten werden nun im Text-Modus des Preprocessors durch das Programm *def\_pre.exe* zusammengeführt. Ein Teil der Einstellungen wird durch das Laden von verschiedenen *KEY*-Dateien vorgenommen, während andere durch Aufruf unterschiedlicher Menüs des Preprocessors getätigt werden. Zu beachten ist, dass lediglich die Datei *preproc.KEY* zum Einlesen angegeben ist. Diese enthält aber Befehle zum Einlesen weiterer *KEY*-Dateien. Damit konnte die Text-Kontrolldatei *preproc.txt* etwas gekürzt werden. Nachdem die Simulationsdatenbank *simulation.DB* erzeugt wurde, ist das Preprocessing abgeschlossen und die Simulation kann mit dem Befehl *def\_arm\_ctl.com* gestartet werden.

## 5.2 Automatisierung des Postprocessings

Das automatisierte Postprocessing dient der Extrahierung von Simulationsergebnissen, beispielsweise der Zerspankräfte aus der Simulationsdatenbank. Dafür ist, wie in **Bild 5.8** zu erkennen, kein neues Programm zu erstellen, sondern lediglich eine weitere Text-Kontrolldatei *Kraefte.txt*. Diese wird dem Text-Modus des Postprocessors von *DEFORM-2D* über den Befehl *def\_pst.exe* zugewiesen. Neben den Kräften in x- und y-Richtung können auch Elementdaten wie die Vergleichsspannung und Dehnung in beliebige Text-Dateien ausgegeben werden. Diese stehen dann weiteren Programmen zur Verfügung, die die Simulationsdaten einlesen und beispielsweise grafisch darstellen können.



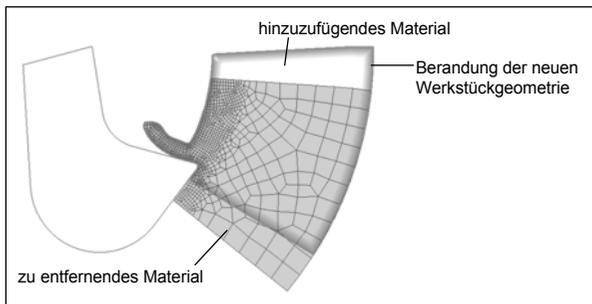
**Bild 5.8** Gestartete Programme und erzeugte Dateien im automatischen Postprocessing des Fräsmodells

Der Befehl zum Start des Postprocessings wird durch manuellen Aufruf des Skripts *start\_postproc.bat* gegeben. Die Ausführung des Skripts kann jedoch auch vom Programm *start\_sim.exe* übernommen werden, wenn ein entsprechender Befehl dort hinterlegt ist.

## 5.3 Automatische Anpassung des Modellausschnitts

### 5.3.1 Ziele und Aufgaben der Anpassung

Bei der Verwendung eines herkömmlichen Simulationsmodells für das Fräsen richtet sich die Größe des Werkstücks nach dem zu simulierenden Schnittweg. Große Schnittwege bzw. Simulationszeiten führen daher zu großen Werkstückmodellen, die mit vielen Elementen vernetzt werden müssen. Hohe Rechenzeiten sind die Folge. Es ist somit notwendig, das Simulationsmodell zu erweitern. Das bedeutet, dass nicht permanent das gesamte Werkstück abgebildet wird, sondern nur der für die Simulation einer geringen Anzahl von Schritten notwendige Werkstückbereich. Gelangt das Werkzeug an eine bestimmte Grenze, wird dieser Bereich modifiziert. Die Modifizierung der Werkstückgeometrie beinhaltet das Entfernen von für die weitere Simulation nicht mehr relevantem Material am einen und das Hinzufügen von neuem Material am anderen Ende des Werkstücks (**Bild 5.9**).



**Bild 5.9** Neues Simulationsmodell mit Geometriemodifizierung

Danach muss eine erneute Vernetzung des Modells mit anschließender Interpolation der Zustandsgrößen vom alten auf das neue Gitter stattfinden und die Simulation fortgeführt werden. Dieser Vorgang soll sich nach bestimmten Schnittwegen automatisch wiederholen, sodass sehr lange Simulationszeiten möglich werden. Der Vorteil dieser Funktionsweise liegt darin, dass das Teilmodell des Werkstücks und die Zahl der Elemente verhältnismäßig klein sein können. Das führt zu einer Verringerung der Rechenzeit und des Datenvolumens gegenüber einer herkömmlichen Simulation, in der das gesamte Werkstückmodell ständig abgebildet wird.

### 5.3.2 Voraussetzungen seitens *DEFORM-2D*

Neben den genannten Voraussetzungen für das Preprocessing, wie Text-Modi für Preprocessor und Mesher, ist für die Funktionalität der Geometriemodifizierung zusätzlich ein weiterer Text-Modus nötig: das *DEFORM*-Programm *def\_rem.com*, das für die Interpolation der Zustandsgrößen vom alten auf das neue Netz zuständig ist. Über Zuweisung einer Text-Kontrolldatei kann auch hier der Interpolationsvorgang automatisiert werden.

### 5.3.3 Automatischer Ablauf der Modellanpassung

Die Modellanpassung wird durch das Skript *start\_neu.bat* gesteuert. **Bild 5.10** stellt den Programmablauf ausführlich dar. Im Folgenden werden die Aufgabe und die Arbeitsweise der Programme und Dateien erläutert. Es werden zunächst die zu Beginn der Modellanpassung vorhandenen Programme und Dateien beschrieben. Anschließend wird der Ablauf des Skripts in der Reihenfolge der Nummerierung der Programme erklärt. Darüber hinaus sind der angewandte Berechnungsweg und die verwendeten Formeln in [INT07] dokumentiert. Die Dateien *s\_max.txt* und *Grenzlinie.Geo* sind in Bild 5.10 der Vollständigkeit wegen aufgeführt, werden jedoch im Folgenden nicht behandelt. Sie sind ebenfalls in [INT07] beschrieben.

#### Eingangsdaten

Die Datei *simulation.DB* liegt zu Beginn der Modellanpassung vor und ist Ausgangspunkt der weiteren Abläufe. Einige Dateien, die durch das automatisierte Preprocessing erzeugt wurden, werden im Laufe der Modellanpassung eingelesen. Dazu gehören unter anderem *Mesh\_Faktoren.dat*, *erster\_RB\_Punkt.dat* und *Punkte.dat*. Informationen aus der Datenbank *Datenbank.dat* werden ebenfalls benötigt. Darüber hinaus sind Text-Kontrolldateien erforderlich, um die Text-Modi von *DEFORM-2D* zu steuern.

Die Text-Kontrolldatei *db2key.txt* beinhaltet die Befehle zur Umwandlung der Simulationsdatenbank *simulation.DB* in die Datei *Sim.KEY*. Die generierte Datei enthält damit alle Einstellungen und Geometrieinformationen der abgelaufenen Simulation und lässt sich im Gegensatz zur Simulationsdatenbank mit den geschriebenen Programmen auslesen. Der Vorgang findet im Preprocessor durch das Programm *def\_pre.exe* statt.

Die Text-Kontrolldatei *meshing.txt* beinhaltet die Menünummern zur Steuerung der Vernetzung des modifizierten Werkstücks durch das *DEFORM*-Programm *def\_amg.exe*. Es unterscheidet sich von der beschriebenen Datei *mesh.txt* lediglich durch die Dateinamen. In der Text-Kontrolldatei *Interpolation.txt* befinden sich die Befehle für das *DEFORM*-Programm *def\_rem.com*, das die Interpolation der Zustandsgrößen vom alten auf das neue Werkstücknetz ausführt.

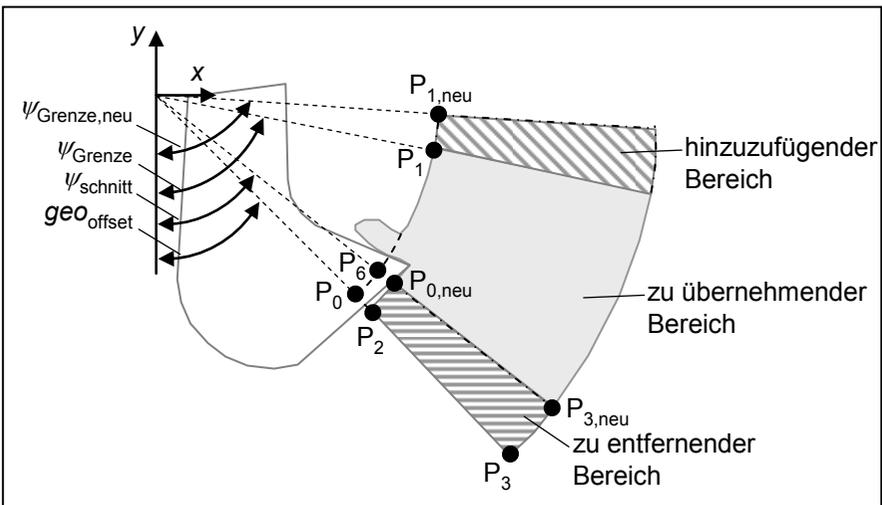


## Auslesen der Simulationsdaten

Das Programm *lies\_sim.exe* liest die Datei *Sim.KEY* aus und speichert die darin enthaltene Werkstück-Randgeometrie in *wkstgeo.dat*, die Nummer des letzten Simulationsschritts und den Pfad zur Simulationsdatenbank in *DEF\_REM.INI*, den zurückgelegten Schnittpfad in *Schnittpfad.txt* und die Geometrie der Mesh Windows in *USRWIN.DAT*. Die bereits im automatisierten Preprocessing angelegte Datei *Mesh\_Faktoren.dat* wird ebenfalls eingelesen, und deren Werte werden in *USRWIN.DAT* abgelegt.

## Modifizierung der Werkstückgeometrie

Zunächst werden durch das Programm *geo\_mod.exe* die Dateien *counter.dat*, *Grenzwinkel.dat*, *Punkte.dat* und *Datenbank.dat* eingelesen und die Winkel  $\psi_{\text{Grenze}}$  und  $\psi_{\text{Grenze,neu}}$  berechnet (**Bild 5.11**). Der Winkel  $\text{geo}_{\text{offset}}$  ist bereits bekannt und  $\psi_{\text{Grenze}}$  ergibt sich aus dieser Größe.



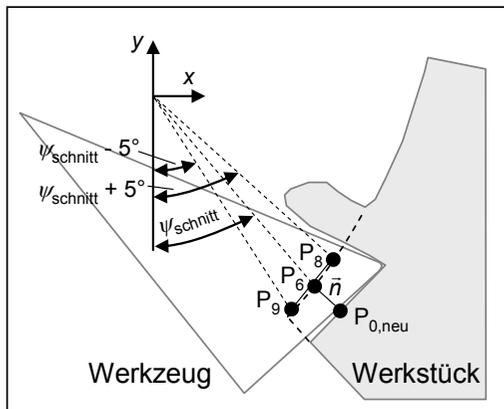
**Bild 5.11** Winkel zur Geometriemodifizierung für den zweiten Simulationsdurchlauf

Bevor die Randpunkte der modifizierten Werkstückgeometrie berechnet werden können, muss zunächst die Lage des Punktes  $P_{0,neu}$  ermittelt werden. Dieser soll einen Eckpunkt der neuen Werkstückgeometrie bilden. Eine exakte Berechnung aus der Flugbahn der Schneidenspitze ist für die spätere Bestimmung der Randpunkte nicht zwingend notwendig. Deshalb wird dies im Interesse eines möglichst einfachen und robusten Programmaufbaus vernachlässigt. Mit Hilfe von **Bild 5.12** soll das Vorgehen erläutert werden.

Die Spannungsdicke  $h$  an der Stelle  $\psi = \psi_{\text{schnitt}}$  beträgt

$$h = f_z \cdot \sin(\psi_{\text{schnitt}}) \quad (5.1)$$

Die Hilfspunkte  $P_8$  und  $P_9$  sind um  $+5^\circ$  bzw.  $-5^\circ$  gegenüber dem Punkt  $P_6$ , der durch den Winkel  $\psi_{\text{schnitt}}$  definiert wird, verschoben. Sie werden über die Gleichungen und mit den Winkeln  $\psi_{\text{schnitt}} + 5^\circ$  bzw.  $\psi_{\text{schnitt}} - 5^\circ$  berechnet. Dann wird die Geradengleichung der Verbindungslinie beider Punkte mit dem Anstieg  $\Delta y/\Delta x$  gebildet und ein Vektor  $n(n_x, n_y)$  berechnet, der senkrecht auf dieser Geraden steht und die Länge der Spannungsdicke  $h$  nach Gleichung (5.1) hat. Eine analog zur Bestimmung der Mesh Windows durchgeführte Rechnung liefert die Koordinaten des Vektors  $n_x$  und  $n_y$ . Wird nun der Vektor zum Punkt  $P_6$  hinzuaddiert, ergibt sich in ausreichend guter Näherung der Eckpunkt der neuen Werkstückgeometrie  $P_{0,\text{neu}}$ .

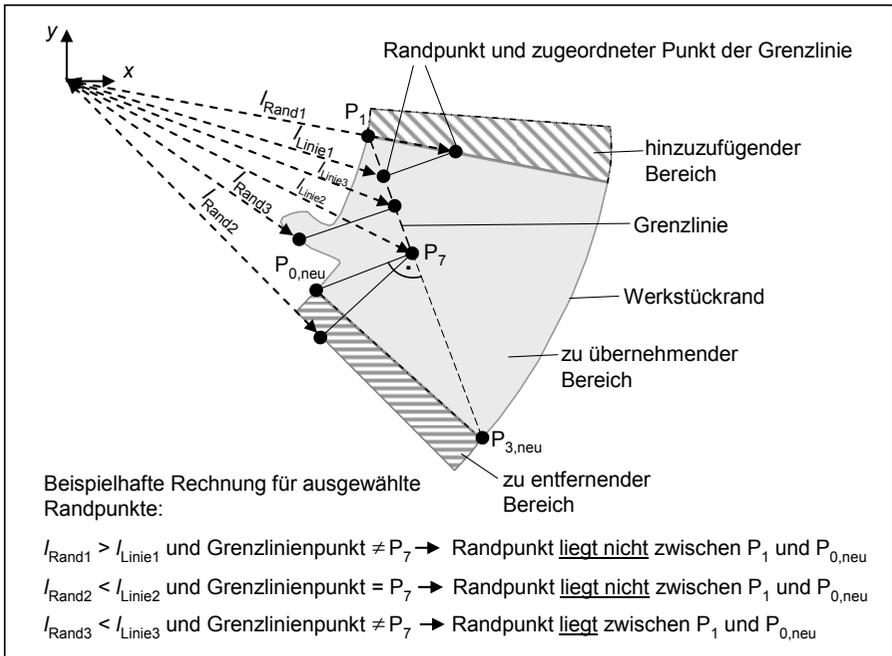


**Bild 5.12** Näherungsweise Bestimmung des Punktes  $P_{0,\text{neu}}$

Anschließend werden die Randpunkte der modifizierten Werkstückgeometrie berechnet. Beim Abspeichern dieser Punkte ist zu beachten, dass sie erst in der Datei *wkst1.dat* abgelegt werden, bevor sie vollständig in die Datei *wkstgeo\_neu.GEO* übertragen werden. Das ist nötig, da die Gesamtzahl der neuen Randpunkte zunächst unbekannt ist, diese aber an den Anfang einer *GEO*-Datei geschrieben werden muss. In Bild 5.10 ist die Datei *wkst1.dat* nicht aufgeführt, da sie nach der Übertragung automatisch gelöscht wird. Die Außenberandung des neuen Werkstücksegments wird jedoch – wie bei der Berechnung der Werkstückgeometrie – im Winkelbereich  $\psi_{\text{schnitt}} \leq \varphi \leq \psi_{\text{Grenze,neu}}$  berechnet.

Die neue Innenkontur gliedert sich in zwei Bereiche: in den hinzuzufügenden Bereich zwischen den Punkten  $P_1$  und  $P_{1,\text{neu}}$  und in eine Zone zwischen  $P_1$  und  $P_{0,\text{neu}}$ , die den Span beschreibt

und aus dem alten Werkstücksegment übernommen wird. Die Randpunkte zwischen  $P_2$  und  $P_{0,neu}$  sind nicht weiter von Bedeutung und entfallen (Bild 5.12). Die Punkte aus der erstgenannten Zone lassen sich für die Winkel  $\psi_{Grenze} \leq \varphi \leq \psi_{Grenze,neu}$  ermitteln. Die Punkte zwischen  $P_1$  und  $P_{0,neu}$  müssen hingegen aus der alten Werkstückberandung ausgelesen werden. Dazu speicherte bereits das Programm *lies\_sim.exe* alle Randpunkte des alten Werkstücksegments in der Datei *wkstgeo.dat* ab. Nun liest *geo\_mod.exe* diese ein und identifiziert daraus diejenigen Punkte, die zwischen  $P_1$  und  $P_{0,neu}$  liegen. Das Vorgehen dazu wird im Folgenden beschrieben (Bild 5.13).



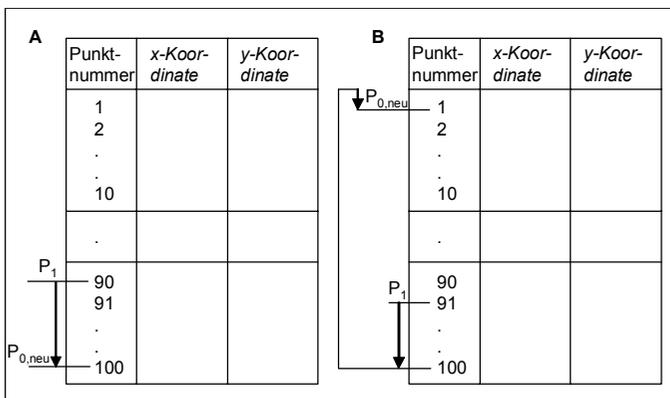
**Bild 5.13** Ermittlung der Randpunkte der alten Werkstückgeometrie zwischen  $P_1$  und  $P_{0,neu}$  mit Hilfe einer Grenzlinie

Zunächst muss eine Grenzlinie erzeugt werden, die die Punkte  $P_{3,neu}$  und  $P_1$  verbindet. Nur die Punkte dieser Linie, die zwischen  $P_7$  und  $P_1$  liegen, sind von Bedeutung und werden in *Grenzlinie.dat* abgelegt.  $P_7$  wird daran erkannt, dass er von allen Punkten der Grenzlinie den geringsten Abstand zum bereits ermittelten Punkt  $P_{0,neu}$  hat. Die Verbindungslinie beider Punkte steht also senkrecht auf der Grenzlinie.

Danach wird zu jedem Randpunkt der alten Werkstückgeometrie der Punkt der abgespeicherten Grenzlinie gesucht, der dem Randpunkt am nächsten ist. Anschließend werden die Abstände des Randpunktes  $l_{\text{Rand}}$  und seines zugeordneten nächsten Punktes der Grenzlinie  $l_{\text{Linie}}$  zum Nullpunkt des ortsfesten Koordinatensystems berechnet. Ist der Abstand  $l_{\text{Rand}}$  kleiner als der Abstand  $l_{\text{Linie}}$  und handelt es sich bei dem zugeordneten Punkt der Grenzlinie nicht um den ersten Punkt der abgespeicherten Grenzlinie  $P_7$ , dann liegt der Randpunkt zwischen  $P_1$  und  $P_{0,\text{neu}}$ . Dieser wird dann, wie bereits erwähnt, zunächst in *wkst1.dat* abgespeichert.

Dieser Vorgang wiederholt sich für alle Randpunkte der alten Werkstückgeometrie. Der letzte gefundene Randpunkt liegt dann sehr nahe bei  $P_{0,\text{neu}}$ . Dieser Randpunkt ist der tatsächliche Eckpunkt des modifizierten Werkstückmodells und ersetzt fortan den zuvor näherungsweise ermittelten Punkt  $P_{0,\text{neu}}$ . Da die Koordinaten dieses Eckpunktes später noch benötigt werden, überschreibt er die in *erster\_RB\_Punkt.dat* abgelegten Werte. Darüber hinaus werden auch die Punkte  $P_{1,\text{neu}}$  und  $P_6$  während der Geometriemodifizierung abgefangen und zur weiteren Verwendung in *Punkte.dat* abgespeichert.

Die Prozedur der Überprüfung der Randpunkte der alten Werkstückgeometrie beginnt bei Punkt Nummer 1 der in der Datei *wkstgeo.dat* hinterlegten Punkte (**Bild 5.14**).



**Bild 5.14** Gesuchte Randpunkte mit steigender Nummerierung in *wkstgeo.dat* (A) und mit nicht fortlaufend steigender Nummerierung (B)

Bei diesem Vorgehen ist allerdings eine Besonderheit zu beachten. Es kann einerseits vorkommen, dass in *wkstgeo.dat* alle Randpunkte der alten Werkstückgeometrie zwischen  $P_1$  und  $P_{0,\text{neu}}$  mit fortlaufend steigenden Punktnummern abgelegt sind (Bild 5.14 A). Ist dies der Fall, werden diese auch in der vorhandenen Reihenfolge identifiziert und in *wkst1.dat* übertragen. Andererseits ist es möglich, dass die Randpunkte aus der Simulationsdatenbank so extrahiert

wurden, dass zwischen  $P_1$  und  $P_{0,neu}$  die Punktnummerierung endet und die nachfolgenden Punkte am Anfang der Datei stehen (Bild 5.14 B). Das hat zu Folge, dass diese Punkte zuerst gefunden werden. Sie dürfen aber nicht sofort in *wkst1.dat* abgespeichert werden, da sonst die korrekte Reihenfolge, nämlich beginnend mit Punkt  $P_1$ , nicht eingehalten wäre. In diesem Fall werden die gesuchten Punkte vom Anfang der Datei zunächst zwischengespeichert und erst nach Abarbeitung der gesamten Datei dem Ende der *wkst1.dat* hinzugefügt.

Abschließend erzeugt das Programm *geo\_mod.exe* noch die Geometriedaten der Mesh Windows für das neue Werkstücksegment. Dazu liest es die bereits im Preprocessing festgelegten und in der Datei *Mesh\_Faktoren.dat* abgespeicherten Gewichtungsfaktoren ein. Dann erfolgt die Berechnung der Mesh Windows auf die beschriebene Weise. Allerdings bilden nun die Eckpunkte der neuen Werkstückgeometrie die Berechnungsgrundlage. Die erzeugten Daten werden darauf in den beiden Dateien *USRWIN.DAT* und *Mesh\_Windows.KEY* abgespeichert.

### **Vernetzung der modifizierten Werkstückgeometrie**

Die Vernetzung erfolgt mit dem Programm *def\_amg.exe* nach demselben Schema wie beim automatisierten Preprocessing. Über das Programm *def\_amg.exe* wird die in der Datei *wkstgeo\_neu.GEO* hinterlegte modifizierte Werkstückgeometrie eingelesen und vernetzt. Mit dem Kommando *def\_amg.exe<meshing.txt* wird dem Text-Modus des Meshers die Text-Kontrolldatei zugewiesen und das erzeugte Netz in den Dateien *wkstmesh\_001.KEY* und *wkstmesh.RMS* abgespeichert. Die erstgenannte Datei enthält neben den Knotenkoordinaten und Knotennummern noch zusätzlich mehrere Schlüsselwörter und wird im Folgenden nicht benötigt. Sollen bei der Vernetzung Mesh Windows berücksichtigt werden, ist die Datei *USRWIN.DAT* anzuwenden. Der Mesher liest sie ein und löscht sie anschließend selbstständig.

### **Bestimmung der Randbedingungsknoten**

Anhand der in *counter.dat* abgespeicherten Zählnummer der Simulationsdurchläufe erkennt das Programm *finde\_RBs.exe*, dass es nun jedoch die Knotenkoordinaten aus der Datei *wkstmesh\_001.KEY* einlesen muss. Sind die gesuchten Randknoten gefunden, werden deren Knotennummern in der Datei *RBs.dat* hinterlegt und der Zähler in *counter.dat* wird um 1 erhöht.

### **Interpolation der Zustandsgrößen**

Um einen kontinuierlichen zeitlichen Verlauf der Zustandsgrößen, wie Vergleichsspannung, Dehnung und Temperatur, zu erhalten, müssen im Anschluss an die Vernetzung der modifi-

zierten Werkstückgeometrie die Zustandsgrößen vom alten auf das neue Netz übertragen werden. Das *DEFORM*-Programm *def\_rem.com* ist der Interpolator und wird durch die Text-Kontrolldatei *Interpolation.txt* gesteuert. Von großer Bedeutung ist, dass die Datei *DEF\_REM.INI* beim Start des Interpolators von diesem automatisch eingelesen wird. Sie enthält unter anderem den Pfad zur Simulationsdatenbank *simulation.DB* und die Nummer des letzten Simulationsschritts, dessen Zustandsgrößen interpoliert werden sollen. Nachdem auch das neue Werkstücknetz aus der Datei *wkstmesh.RMS* eingelesen wurde, findet die Interpolation statt. Die Werte werden in der Datei *simulation\_REM.KEY* gespeichert.

### **Löschen der Randbedingungen**

Neben den Zustandsgrößen werden auch die Randbedingungen interpoliert. Da sich die Werkstückberandung durch die Anpassung des Modellausschnitts jedoch verändert hat, geschieht dies nicht korrekt. Deshalb müssen die Randbedingungen aus der Datei *simulation\_REM.KEY* durch das Programm *Rem\_mod.exe* gelöscht werden. Die modifizierte Version dieser Datei wird unter dem Namen *simulation\_REM\_mod.KEY* abgespeichert.

### **Erzeugung der Text-Kontrolldatei für den Preprocessor**

Für das noch folgende Preprocessing zur Erstellung einer Simulationsdatenbank muss die Text-Kontrolldatei *preproc\_neu.txt* geschrieben werden. Dazu liest das Programm *schreibe\_preproc\_neu.exe* die Dateien *Datenbank.dat*, *Daten.dat*, *counter.dat*, *Grenzwinkel.dat*, *prozent.dat* und *RBs.dat* ein. Anschließend berechnet es den translatorischen Weg des Werkzeugs bis zum erneuten Simulationsabbruch.

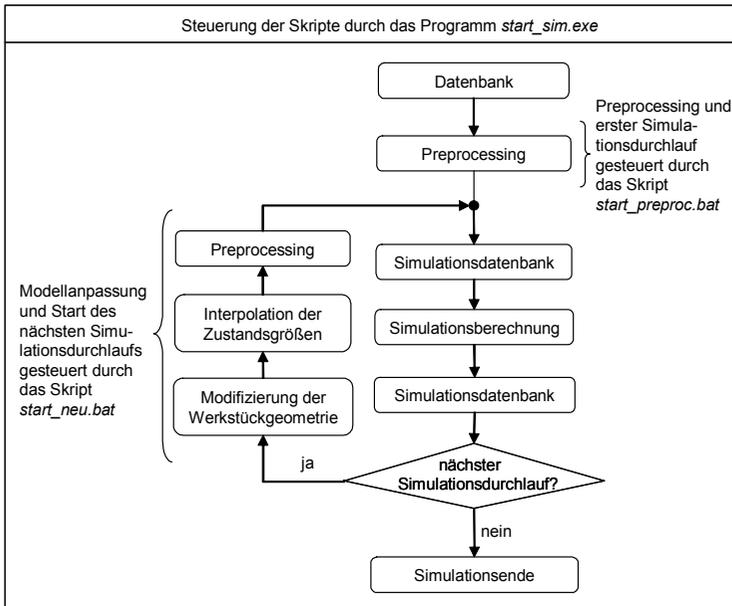
### **Erzeugung der Simulationsdatenbank**

Das Zusammenfügen des modifizierten Werkstückmodells zu einer Simulationsdatenbank geschieht im Preprocessor mit dem Befehl *def\_pre.exe <preproc\_neu.txt*. Dabei wird zunächst die Simulationsdatenbank im letzten Schritt eingelesen und dann das alte Werkstücknetz durch Laden der Datei *simulation\_REM\_mod.KEY* überschrieben. Außerdem werden die interpolierten Zustandsgrößen dadurch übertragen. Nach Aufbringen der neuen Randbedingungen und Einstellen des vergrößerten Schnittwegs generiert der Preprocessor die Simulationsdatenbank *simulation.DB*, und zwar so, dass der nächste Simulationsdurchlauf an den letzten Schritt der vorangegangenen Simulation kontinuierlich anschließen kann. Danach startet das Programm *def\_arm\_ctl.com* den nächsten Simulationsdurchlauf.

## 5.4 Steuerung der Simulation

Zum Starten einer Simulation mit automatisiertem Preprocessing und mehreren Simulationsdurchläufen mit Geometrieanpassung muss das Programm *start\_sim.exe* ausgeführt werden (**Bild 5.15**). Dieses fragt zunächst nach der Anzahl der gewünschten Geometriemodifizierungen  $i$ . Möchte der Benutzer einen bestimmten Winkel vorgeben, kann er  $i$  mit Hilfe der in *Datenbank.dat* eingestellten Werte berechnen.

Nach Eingabe von  $i$  ruft *start\_sim.exe* das Skript *start\_preproc.bat* zur Steuerung des automatisierten Preprocessings auf. An dessen Ende wird der erste Simulationsdurchlauf gestartet. Nachdem er entsprechend dem vorgegebenen translatorischen Weg beendet wurde, startet das Programm *start\_sim.exe* das Skript *start\_neu.bat* für die Modellanpassung und den anschließenden Neustart der Simulation. Dieser Schritt wiederholt sich entsprechend der vorgegebenen Anzahl  $i$ . Das Simulationensende gibt das Programm durch eine Meldung bekannt.



**Bild 5.15** Ablaufschema der Simulation mit Anpassung des Modellausschnitts

Es besteht auch die Möglichkeit, das Preprocessing und die Modellanpassung unabhängig voneinander zu starten. In diesem Fall muss der Benutzer anstatt des Programms *start\_sim.exe* die Skript-Datei *start\_preproc\_ohneSim.bat* und das Programm *start\_sim\_ohnePreproc.exe* nacheinander starten. Durch Aufrufen des Skripts

*start\_preproc\_ohneSim.bat* wird nur das Preprocessing ohne anschließenden Simulationsstart durchgeführt. Somit lassen sich die Simulationseinstellungen im grafischen Preprocessor von *DEFORM-2D* überprüfen und gegebenenfalls ändern. Die Simulation kann dann durch Aufruf von *start\_sim\_ohnePreproc.exe* gestartet werden. Dieses Programm greift auf das Skript *start\_sim.bat* zurück, um den Simulationsdurchlauf zu starten. Die Anzahl der anschließenden Modellmodifizierungen richtet sich auch in diesem Fall nach dem Parameter *i*, zu dessen Eingabe aufgefordert wird. Um den Vorgang der Modellanpassung besser untersuchen zu können, kann er mit automatischem Simulationsstart durch das Skript *start\_neu.bat* und ohne automatischen Simulationsstart durch *start\_neu\_ohneSim.bat* durchgeführt werden.

## 6 Vorschubanpassung und Verschleißvorhersage

Charakteristisch für das Fräsen komplex geformter Bauteile ist die starke Variation bezüglich der Werkzeugeingriffsverhältnisse. Um eine Überbeanspruchung des Fräswerkzeugs zu vermeiden, wird dabei die Vorschubgeschwindigkeit auf einen Grenzwert beschränkt. Dieser orientiert sich am Abschnitt der Werkzeugbahn mit der Maximalbeanspruchung, beispielsweise in den Eckbereichen beim Ausfräsen einer Kavität. Das bedeutet allerdings zwangsläufig, dass die maximal mögliche Vorschubgeschwindigkeit nicht ausgenutzt wird und sich die Bearbeitungszeit verlängert.

An diesem Punkt setzt Software zur Vorschuboptimierung an. Der gesamte Bearbeitungsprozess wird simuliert und die Vorschubgeschwindigkeit entlang der Werkzeugbahn in Abhängigkeit der Eingriffsgrößen angepasst. Dazu werden in der Regel Programme zur numerischen Steuerung der Werkzeugmaschine (Numerical Control – NC) als Eingangsinformation verwendet. Ausgegeben werden wiederum die optimierten NC-Programme. In diesem Kapitel wird die Integration von Fertigungstechnologie in die Vorschuboptimierung beschrieben. Darüber hinaus erfolgt die Erweiterung dieser um die Prognose des Werkzeugverschleißes.

### 6.1 Ausarbeitung des Konzepts für die Technologieintegration

#### 6.1.1 Ablaufschema des Simulationsprogramms

In **Bild 6.1** wird für den Ablauf mittels Struktogramm die Einteilung der Fräsbearbeitung in Bereiche vorausgesetzt. Sie ist nötig, um bei verändernden Bedingungen während der Bearbeitung die sich ebenfalls verändernden Beanspruchungen zu berücksichtigen. Die Festlegung der Bereiche kann über die Definition einer Bereichsdauer oder bei Veränderung der Eingriffsbedingungen erfolgen. Die allgemeine Zielsetzung bei der Festlegung der Bereiche besteht darin, deren Anzahl aufgrund des Rechenaufwands möglichst zu minimieren. Andererseits sollen sie im Vergleich zur realen Bearbeitung hinreichend präzise Berechnungen ermöglichen und dürfen den Verlauf der Eingriffsverhältnisse entlang der abzufahrenden Werkzeugbahn nicht zu stark mitteln. Im Folgenden sollen die technologischen Grundlagen zur Umsetzung des Struktogramms gelegt werden.

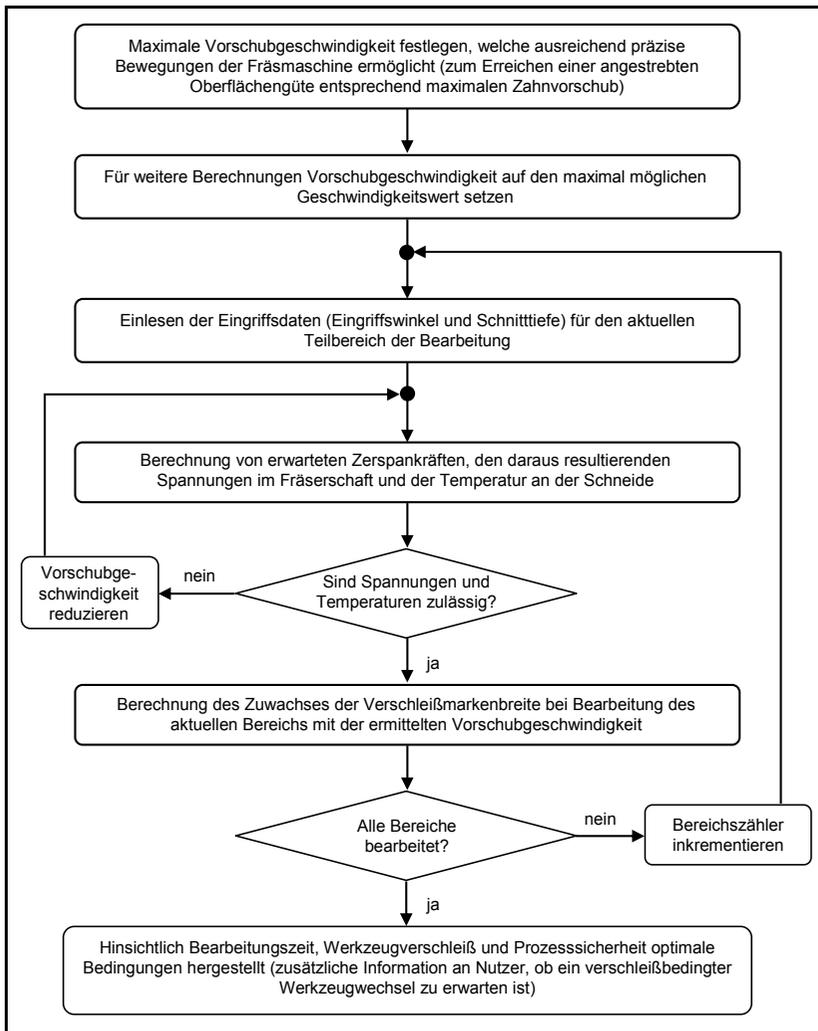


Bild 6.1 Ablaufschema der technologischen Berechnung

### 6.1.2 Bestimmung der maßgeblichen Einflussgrößen auf die Zerspankraft

Die Gleichung nach VICTOR und KIENZLE ist ein zweckmäßiges Berechnungsverfahren für die Praxis, weil diese Formel auf andere spanende Verfahren mit nicht konstanter Spannungsdicke übertragen werden kann [KIE52, KIE57]. Eine Umrechnung von spezifischen Schnittkräften und Korrektur durch sogenannte Verfahrensfaktoren vom Drehen auf das Fräsen ist jedoch mit

Ungenauigkeiten behaftet [WEI83]. Die mittlere Schnittkraft kann danach berechnet werden [DUB98, Tsc05]:

$$F_{cm} = b \cdot k_{c1.1} \cdot h_m^{1-m_c} \cdot K_{Ver} \cdot K_\gamma \cdot K_{vc} \cdot K_{WS} \cdot K_{WV} \quad (6.1)$$

$F_{cm}$  bezeichnet die mittlere Schnittkraft,  $b$  die Spanungsbreite,  $k_{c1.1}$  die spezifische Zerspankraft für eine Spanungsbreite und -dicke von 1 mm (werkstoffspezifische Größe, entspricht dem Druck, der für eine Spanbildung auf den Werkstoff einwirken muss),  $h_m$  die mittlere Spanungsdicke und  $m_c$  den Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft. Mit  $K$  sind verschiedene Korrekturfaktoren bezeichnet. Die angegebenen Größen müssen zu jedem Zeitpunkt des Bearbeitungsvorgangs, für den eine Zerspankraftberechnung durchgeführt werden soll, bekannt sein. Für die Ermittlung der maximalen Beanspruchung ist nicht die mittlere, sondern die maximale Schnittkraft  $F_{c,max}$  relevant. Statt  $h_m$  ist dann entsprechend die maximale Spandicke  $h_{max}$  zu verwenden.

$$F_{c,max} = b \cdot k_{c1.1} \cdot h_{max}^{1-m_c} \cdot K_{Ver} \cdot K_\gamma \cdot K_{vc} \cdot K_{WS} \cdot K_{WV} \quad (6.2)$$

Analog lässt sich auch die maximale Schnittnormalkraft berechnen:

$$F_{cN,max} = b \cdot k_{cN1.1} \cdot h_{max}^{1-m_{cN}} \cdot K_{Ver} \cdot K_\gamma \cdot K_{vc} \cdot K_{WS} \cdot K_{WV} \quad (6.3)$$

Die Werkstoffkonstanten für die Gleichung nach VICTOR und KIENZLE werden wegen der einfacheren Durchführung üblicherweise in Drehversuchen ermittelt [KIE52, KIE57]. Beim Drehen wird die spezifische Schnittkraft in Vorschubrichtung für eine Spanungsbreite und -dicke von 1 mm als  $k_{f1.1}$  bezeichnet. Werden Kennwerte aus Drehversuchen verwendet, kann entsprechend in guter Näherung  $k_{f1.1}$  anstatt  $k_{cN1.1}$  zur Berechnung eingesetzt werden. Im Folgenden sollen die Werte der Korrekturfaktoren erläutert und festgelegt werden.

Der Korrekturfaktor  $K_{Ver}$ , der den Einfluss des Fertigungsverfahrens widerspiegeln soll, kann für Fräsen mit 1,2 bis 1,4 angegeben werden [DUB98, Tsc05]. Demgegenüber wird in anderen Quellen mit 0,8 gerechnet [TAB02]. Wegen dieser Diskrepanz wird der Korrekturfaktor  $K_{Ver}$  nicht berücksichtigt. Einer eventuell auftretenden Unterschätzung der Zerspankräfte soll deshalb mit einer ausreichenden Sicherheit bei der Definition der zulässigen Vergleichsspannungen im Fräserschaft begegnet werden. Der Spanwinkelkorrekturfaktor  $K_\gamma$  wird ebenfalls keine Berücksichtigung finden. Die Begründung liegt in der erfahrungsgemäß geringen Abweichung der Schneidengeometrien der Zerspanwerkzeuge, mit denen die Werkstoffkennwerte ermittelt worden sind, im Vergleich zu einer breiten Anzahl handelsüblicher Fräswerkzeuge.

Wie in Kapitel 6.1.4 noch näher beschrieben, kann von der Annahme ausgegangen werden, dass ein Fräswerkzeug bis zu einer mittleren Verschleißmarkenbreite  $VB_m = 0,3 \text{ mm}$  als einsatzfähig gilt [WAS94]. Betrachtet man zudem, dass der Zerspankraftzuwachs bei Erreichen einer mittleren Verschleißmarkenbreite ca. 50 % beträgt und über die Zeit nahezu konstant ist, ergibt sich folgende Definition für den Korrekturfaktor des Werkzeugverschleißes  $K_{wv}$  [WAS94, SCH89, DUB98]:

$$K_{wv} = 1 + \frac{0,5 \text{ mm}}{0,3 \text{ mm}} \cdot VB_m \quad (6.4)$$

Die beiden Korrekturfaktoren für die Schnittgeschwindigkeit  $K_{vc}$  und den Werkstoff  $K_{ws}$  sind abhängig von der betrachteten Werkzeug-Werkstückwerkstoff-Paarung und können erst bei der Anwendung auf einen konkreten Fall bestimmt werden. Dasselbe gilt für die in Gleichung (6.1) bis (6.3) enthaltenen Werkstoffkennwerte.

Wie aus den Gleichungen (6.1) und (6.2) hervorgeht, wird für die Ermittlung der maximalen Zerspankräfte die maximale Spannungsdicke  $h_{\max}$  benötigt. Die Spannungsdicke verändert sich während des Spanvorgangs und ist abhängig vom Vorschubrichtungswinkel  $\varphi$ . Die in Kapitel 2.5.2 beschriebenen Zusammenhänge sollen im Folgenden noch einmal vertieft werden.

Es gilt nach [TSC05]:

$$h = f_z \cdot \sin(\varphi) \cdot \sin(\kappa_r) \quad (6.5)$$

Darin bezeichnet  $f_z$  den Vorschub einer Schneide im Zuge einer Umdrehung und  $\kappa_r$  den Einstellwinkel. Die maximal mögliche Spannungsdicke wird somit bei einem Vorschubrichtungswinkel von  $\varphi = 90^\circ$  erreicht. Da auch

$$b = \frac{a_p}{\sin(\kappa_r)} \quad (6.6)$$

gilt, kürzt sich der Faktor  $\sin(\kappa_r)$  bei der Multiplikation von  $h$  mit  $b$  heraus [TSC05]. Deshalb wird dieser im Folgenden nicht berücksichtigt. Anstelle von  $b$  ist dann  $a_p$  in die Gleichungen zur Zerspankraftberechnung einzusetzen. Dazu ist anzumerken, dass bei der Berechnung der spezifischen Schnittkraft durch Vernachlässigung von  $\sin(\kappa_r)$  ein Fehler entsteht. Er wird hier akzeptiert, weil die Neigungswinkel  $\kappa_r$  im Bereich um  $90^\circ$  liegen und  $\sin(90^\circ) = 1$  beträgt. Für die Ermittlung der wirkenden Gesamtkraft sollen zunächst die nach Bild 2.8 C in x- und y-Richtung wirkenden Kraftkomponenten bestimmt werden.

In Anlehnung an [DUB98] gilt:

$$F_{y,\max} = F_{c,\max} \cdot \sin(\varphi) - F_{cN,\max} \cdot \cos(\varphi) \quad (6.7)$$

$$F_{x,\max} = F_{c,\max} \cdot \cos(\varphi) + F_{cN,\max} \cdot \sin(\varphi) \quad (6.8)$$

Es ist zu beachten, dass in Bild 2.8 C Kraftpfeile teilweise mit negativem Vorzeichen beschriftet sind und entsprechend in die entgegengesetzte Richtung weisen. Durch geometrische Addition der Kraftkomponenten wird die in der Arbeitsebene wirkende Gesamtkraft erhalten.

$$F_{\text{ges,max}} = \sqrt{F_{x,\max}^2 + F_{y,\max}^2} \quad (6.9)$$

Bei der bisherigen Betrachtung ist unberücksichtigt geblieben, dass mehrere Schneiden eines Fräsers gleichzeitig im Eingriff sein können. Um herauszufinden, wie viele Schneiden maximal gleichzeitig im Eingriff sein können, wird die Größe  $z_E$  eingeführt, die wie folgt definiert wird:

$$z_E \approx \left( \frac{\varphi_c \cdot z}{360^\circ} \right) \quad (6.10)$$

Bei einem Schaftfräser mit der Schneidenzahl  $z = 4$  und einem Eingriffswinkel  $\varphi_c = 90^\circ$  wird  $z_E = 1$  erhalten. Das bedeutet, dass eine Schneide den Schnittprozess beginnt, während bei der vorherigen die Spannungsdicke gerade auf  $h = 0$  mm abfällt. Es kann also immer nur eine Schneide im Eingriff sein. Wird dagegen ein Eingriffswinkel von beispielsweise  $\varphi_c = 93^\circ$  vorausgesetzt, würde sich laut Gleichung (6.10) ergeben, dass maximal zwei Schneiden im Eingriff sein können.

Da in der Berechnung die maximalen Belastungen bestimmt werden sollen, wird folgender Fall betrachtet: Eine Schneide beginnt gerade den Schnitt und die Lage der anderen Schneiden ergibt sich entsprechend. Mit dieser Annahme ist die maximale Zahl von Schneiden im Eingriff berücksichtigt. Handelt es sich um reines Gleichlaufräsen, wie in der Praxis am häufigsten vorkommend, werden aufgrund der maximalen Spannungsdicke an der ersten Schneide auch gleichzeitig die größten Kräfte berücksichtigt. Der Winkel  $\varphi_i$  für die  $i$ -te Schneide berechnet sich dann wie folgt:

$$\varphi_i = \varphi_c - (i - 1) \cdot \frac{360^\circ}{z} \quad (6.11)$$

Die Kraftkomponenten ergeben sich damit als Summe der Kräfte an den einzelnen Schneiden nach den Gleichungen (6.7) und (6.8). Aus diesen Komponenten ist darauf die Gesamtkraft  $F_{\text{ges,max}}$  nach Gleichung (6.9) zu berechnen.

Es wurde festgestellt, dass der Schaft an der Stelle der Einspannung mit einem maximalen Biegemoment belastet wird. Das Torsionsmoment ist demgegenüber klein und wird deswegen vernachlässigt. Um aus den ermittelten Belastungen auf die Biegebeanspruchungen im Fräserschaft schließen zu können, wird zunächst das polare Flächenträgheitsmoment berechnet:

$$I_{\text{polar}} = \frac{\pi \cdot D^4}{64} \quad (6.12)$$

Damit ist die Bestimmung der maximalen Vergleichsspannung im Fräserschaft  $\sigma_{\text{Schaft,max}}$  in Abhängigkeit des maximalen Biegemoments  $M_{\text{b,max}}$  durchführbar. Die Auskraglänge  $l_A$  wird in Abhängigkeit des eingesetzten Werkzeugs definiert:

$$\sigma_{\text{Schaft,max}} = \frac{M_{\text{b,max}}}{I_{\text{polar}}} \cdot \frac{D}{2} = \frac{F_{\text{ges,max}} \cdot l_A}{I_{\text{polar}}} \cdot \frac{D}{2} \quad (6.13)$$

Durch die Biegung des Schafts entsteht ein auf Zug und ein auf Druck belasteter Querschnittsbereich. Die ermittelte Vergleichsspannung tritt folglich als Zugspannung und auf der gegenüberliegenden Seite als Druckspannung auf. Mit der Berechnung der maximalen Vergleichsspannung im Schaft in Abhängigkeit von  $f_z$  ist ein Vergleich mit der zulässigen Vergleichsspannung möglich. Damit kann eine Aussage darüber getroffen werden, ob eine mechanische Überlastung vorliegt.

### 6.1.3 Bestimmung der maßgeblichen Einflussgrößen auf die Schneidentemperatur

Gemäß der Zielstellung soll die Schneidentemperatur analytisch mit Hilfe eines Leistungsansatzes berechnet werden. Dabei sollen aufgenommene und abgegebene Leistung mit der in der Schneide gespeicherten Wärme verglichen werden. Dies soll anhand eines Schneidenelements erfolgen, auf dessen Beschaffenheit noch näher eingegangen wird.

In Gleichung (6.14) bezeichnet  $Q$  die in einem Schneidenelement gespeicherte Wärme,  $m$  die Masse des Schneidenelements,  $c$  die spezifische Wärmekonstante des Schneidstoffs und  $\vartheta_{\text{Schneide}}$  die im Schneidenelement auftretende Temperatur.

$$\text{Aus} \quad Q = m \cdot c \cdot \vartheta_{\text{Schneide}} \quad (6.14)$$

$$\text{folgt:} \quad m \cdot c \cdot \dot{\vartheta}_{\text{Schneide}} = \dot{Q} = \dot{Q}_{\text{Eingang}} - \dot{Q}_{\text{Ausgang}} \quad (6.15)$$

$\dot{Q}_{\text{Eingang}}$  bezeichnet die thermische Leistung, die von einem Schneidenelement aufgenommen wird,  $\dot{Q}_{\text{Ausgang}}$  die thermische Leistung, die von einem Schneidenelement abgegeben wird, und

$\dot{Q}$  die Wärmeaufnahme bzw. -abgabe in Abhängigkeit der Zeit. Leistungen werden hier – unabhängig, ob zu- oder abgeführt – als positive Größen definiert. Ihre Wirkrichtung wird beim Einsetzen in Gleichung (6.15) durch das Vorzeichen festgelegt.

Die aufgenommene Leistung  $\dot{Q}_{\text{Eingang}}$  wird über die Zerspanleistung  $P_{\text{Schnitt}}$  berechnet. Hierfür wird angenommen, dass diese komplett in Wärme umgewandelt wird. Von dieser werden ca. 20 % vom Werkzeug aufgenommen [KÖN97]:

$$\dot{Q}_{\text{Eingang}} = 0,2 \cdot P_{\text{Schnitt}} \quad (6.16)$$

Die Arbeit, die zum Schneiden eines Spans verrichtet werden muss, lässt sich beschreiben als das Produkt aus mittlerer Schnittkraft und zurückgelegtem Schnittweg. Der Schnittweg ist identisch mit der Bogenlänge, die die Schneide vom Eintritt in das Werkstück bis zum Austritt zurücklegt. Diese kann auch als Produkt von Eingriffswinkel  $\varphi_c$  und Fräserradius  $R$  bzw. halbem Durchmesser  $D/2$  dargestellt werden. Weiterhin ist die Zeit, in der die Arbeit verrichtet wird, durch den Kehrwert der Drehzahl  $n$  des Fräswerkzeugs definiert. Sie ist wiederum abhängig von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und dem Durchmesser  $D$  [TSC05].

$$\dot{Q}_{\text{Eingang}} = 0,1 \cdot \varphi_c \cdot D \cdot F_{\text{cm}} \cdot n \quad (6.17)$$

$$n = \frac{v_c \cdot 1000}{\pi \cdot D} \quad (6.18)$$

Damit ergibt sich aus den Gleichungen (6.17) und (6.18):

$$\dot{Q}_{\text{Eingang}} = 0,1 \cdot \frac{\varphi_c \cdot F_{\text{cm}} \cdot v_c}{\pi} \quad (6.19)$$

Die ermittelte Wärmeaufnahme wird von einer Wärmegabe überlagert. Die Bestimmung der beiden Größen und die daraus resultierende Temperaturverlaufskurve werden nachfolgend erklärt. Es ist festzustellen, dass zur analytischen Berechnung der Temperaturentwicklung die mittlere Schnittkraft, der Eingriffswinkel und die Schnittgeschwindigkeit mit einzubeziehen sind und somit bekannt sein müssen.

### Bestimmung der aufgenommenen und der abgegebenen Leistung

Es soll ein Element der Schneide betrachtet werden. Hier handelt es sich jedoch nicht um ein infinitesimal kleines Element. Seine Größe wird so festgelegt, dass die noch zu ermittelnde Temperaturverlaufsfunktion möglichst gut mit den in Zerspanversuchen ermittelten Temperaturverläufen übereinstimmt. Zur Berechnung der Gleichung (6.18) ist die Bestimmung der mittleren Schnittkraft  $F_{\text{cm}}$  notwendig. Dies kann nach Gleichung (6.1) erfolgen. Es muss jedoch

zuvor die mittlere Spannungsdicke  $h_m$  berechnet werden. Dafür wird aufgrund hinreichend genauer Übereinstimmung die folgende vereinfachte Näherungsformel eingesetzt. Diese ist bei beliebigen Eingriffswinkeln bis  $\varphi_c = 70^\circ$  mit maximal 6 % Abweichung gültig (für  $\kappa_r = 90^\circ$ ) [KAU90].

$$h_m = f_z \cdot \sin\left(\frac{\varphi_c}{2}\right) \cdot \sin(\kappa_r) \quad (6.20)$$

Da immer nur eine Schneide betrachtet wird, ist für die Temperaturermittlung nicht relevant, wie viele Schneiden im Eingriff sind. Für die Berechnung der Zerspanleistung wird, unabhängig von der tatsächlichen Spannungsbreite, immer eine Spannungsbreite von  $b = 5$  mm angenommen. Dies hängt mit der noch folgenden Bestimmung der Ausgangswärmeleistung durch Auswertung von Zerspanversuchen zusammen.

Um eine Lösung der Gleichung (6.14) zu ermöglichen, muss untersucht werden, wie die abgegebene thermische Leistung beschrieben werden kann. Die Wärmeabgabe vom betrachteten Schneidenelement an seine Umgebung erfolgt über unterschiedliche Mechanismen. Es tritt sowohl Wärmeleitung vom Element zum restlichen Fräseschaft als auch Wärmestrahlung und -strömung von der Oberfläche an die umgebende Luft auf [DUB98]. Zur Vereinfachung dieses komplexen Problems soll eine einfache thermodynamische Beziehung verwendet werden, die einen allgemeinen Wärmeübergang beschreibt [FOR01, DUB98]:

$$\dot{Q}_{\text{Ausgang}} = \alpha_W \cdot A_W \cdot (\vartheta_{\text{Schneide}} - \vartheta_U) \quad (6.21)$$

Darin bezeichnet  $\vartheta_U$  die Umgebungstemperatur, die mit  $20^\circ\text{C}$  angenommen wird,  $\alpha_W$  den Wärmeübergangskoeffizient und  $A_W$  den Flächeninhalt der Übergangsfläche. Weiterhin wird die Konstante  $C_W := \alpha_W \cdot A_W$  definiert. Diese beschreibt das Wärmeübertragungsverhalten eines Elements der Fräseschneide an seine Umgebung. Sie wird durch Auswertung von Zerspanversuchen bestimmt.

### Ermittlung des Temperaturverlaufs über der Zeit

Mit den Gleichungen (6.14) und (6.21) ergibt sich:

$$\vartheta_{\text{Schneide}} + m \cdot \frac{c}{C_W} \cdot \dot{\vartheta}_{\text{Schneide}} - \vartheta_U - \frac{\dot{Q}_{\text{Eingang}}}{C_W} = 0 \quad (6.22)$$

Die Gleichung (6.22) ist eine Differentialgleichung 1. Ordnung. Der homogene Teil lautet:

$$\vartheta_{\text{Schneide}} + m \cdot \frac{c}{C_W} \cdot \dot{\vartheta}_{\text{Schneide}} = 0 \quad (6.23)$$

Als Ansatzfunktion wird

$$\vartheta_{\text{Schneide}}(t) = C_1 \cdot e^{C_2 \cdot t}$$

gewählt und in Gleichung (6.23) eingesetzt. Man erhält die charakteristische Gleichung:

$$C_1 \cdot e^{C_2 \cdot t} + m \cdot \frac{c}{C_W} \cdot C_1 \cdot C_2 \cdot e^{C_2 \cdot t} = 0 \quad (6.24)$$

Daraus ergibt sich:

$$C_2 = -\frac{C_W}{m \cdot c}$$

Die Lösung der homogenen Gleichung lautet also:

$$\vartheta_{\text{Schneide}}(t) = C_1 \cdot e^{-\frac{C_W}{m \cdot c} \cdot t} \quad (6.25)$$

Jedoch beinhaltet Gleichung (6.22) noch den inhomogenen Teil. Für die partikuläre Lösung wird mit  $y_p = a_0$  ein Ansatz in Polynomform verwendet. Nach Einsetzen in Gleichung (6.22) ergibt sich:

$$a_0 = \vartheta_U + \frac{\dot{Q}_{\text{Eingang}}}{C_W} \quad (6.26)$$

Die Gesamtlösung lautet somit:

$$\vartheta_{\text{Schneide}} = C_1 \cdot e^{-\frac{C_W}{m \cdot c} \cdot t} + \vartheta_U + \frac{\dot{Q}_{\text{Eingang}}}{C_W} \quad (6.27)$$

Nun ist durch Einsetzen der Randbedingung noch die Konstante  $C_1$  zu bestimmen. Als Randbedingung soll gelten, dass eine Temperatur  $\vartheta_{\text{Schneide}}(t=0)$  vorgegeben wird. Es handelt sich dabei um die Ausgangstemperatur der Schneide am Anfang der Bearbeitung eines Bereichs. Ist der aktuelle Bereich der erste, soll  $\vartheta_{\text{Schneide}}(t=0) = \vartheta_U$  gelten. Im allgemeinen Fall ergibt sich:

$$\vartheta_{\text{Schneide}}(t=0) = C_1 + \vartheta_U + \frac{\dot{Q}_{\text{Eingang}}}{C_W} \quad (6.28)$$

Durch Umstellung lässt sich  $C_1$  in Abhängigkeit von  $\vartheta_{\text{Schneide}}(t=0)$  ermitteln:

$$C_1 = \vartheta_{\text{Schneide}}(t=0) - \vartheta_U - \frac{\dot{Q}_{\text{Eingang}}}{C_W} \quad (6.29)$$

Nun ist das Anfangswertproblem, bestehend aus Differentialgleichung (6.21) und Randbedingung, gelöst:

$$\vartheta_{\text{Schneide}} = \left( \vartheta_{\text{Schneide}}(t=0) - \vartheta_U - \frac{\dot{Q}_{\text{Eingang}}}{C_W} \right) \cdot e^{-\frac{C_W}{m \cdot c} t} + \vartheta_U + \frac{\dot{Q}_{\text{Eingang}}}{C_W} \quad (6.30)$$

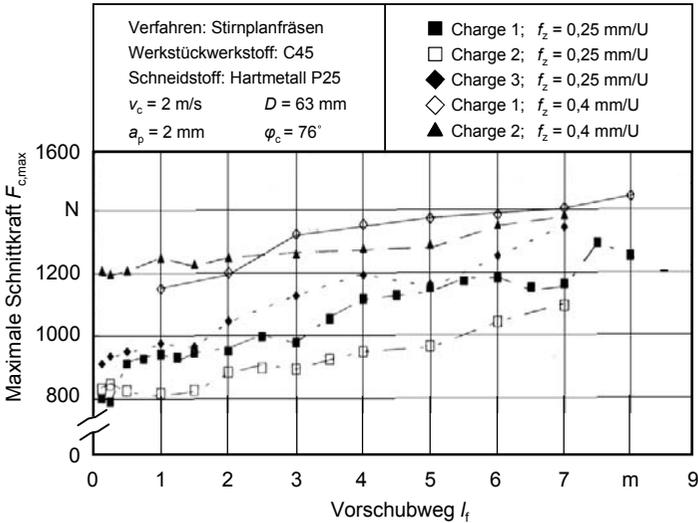
Gleichung (6.30) beschreibt den Temperaturverlauf eines Schneidenelements unter Berücksichtigung von Wärmezufuhr, Ausgangstemperatur und Umgebungstemperatur. Da alle Größen bekannt sind, kann zu jedem gewünschten Zeitpunkt eine Temperaturprognose für die Temperatur der Schneide aufgestellt werden.

### 6.1.4 Anwendung von differentiellen Modellen für die Verschleißvorhersage

Der letzte Korrekturfaktor  $K_{wv}$  in den Gleichungen (6.1) und (6.2) verdeutlicht, dass auch der Werkzeugverschleiß Einfluss auf die Zerspankräfte hat. **Bild 6.2** zeigt schematisch den Anstieg der Schnittkraft bei wachsender Verschleißmarkenbreite.

Bei der Verschleißmarkenbreite handelt es sich um eine Messgröße für den Freiflächenverschleiß. Dieser ist für Schnittgeschwindigkeiten unterhalb des HSC-Bereichs das für den Standweg bestimmende Kriterium. Im Allgemeinen betrachtet man ein Fräswerkzeug bis zu einer mittleren Verschleißmarkenbreite  $VB_m = 0,3$  mm als einsatzfähig [WAS94]. Bei zunehmendem Verschleiß ist neben steigenden Prozesskräften auch eine Verschlechterung der Oberflächenqualität zu beobachten. Wird eine hohe Oberflächengüte gefordert, kann die zulässige Verschleißmarkenbreite deshalb auch niedriger angesetzt werden. Wird eine mittlere Verschleißmarkenbreite  $VB_m = 0,3$  mm überschritten, kommt es aufgrund wachsender Prozesskräfte und Temperaturen zu immer schneller ansteigendem Verschleiß, der durch Schneidkantenausbrüche beschleunigt werden und zu Werkzeugversagen führen kann. Für eine Abschätzung kann angenommen werden, dass die Prozesskräfte bei Erreichen der allgemein zulässigen

gen Verschleißmarkenbreite um etwa 40 % bis 50 % ansteigen. Darüber hinaus ist der Verlauf der Kraft über die Verschleißmarkenbreite in guter Näherung linear [WAS94, SCH89].



**Bild 6.2** Anstieg der Schnittkraft infolge wachsenden Verschleißes [WAS94]

Wegen der Komplexität des Zerspanprozesses gibt es bisher keine mathematische Beziehung, die den Zusammenhang zwischen den Prozessgrößen und der Verschleißentwicklung in einem weiten Bereich darstellen kann [SÖH03]. **Bild 6.3** gibt einen Überblick über eine Auswahl von Verschleißmodellen. Die dargestellten differentiellen Modelle sind jeweils auf einen Verschleißmechanismus (Abrasion, Diffusion oder Adhäsion) beschränkt.

Dennoch soll ein differentielles Modell verwendet werden, da es gut in das aufgestellte Ablaufschema, das eine Unterteilung der Bearbeitung in Bereiche fordert, integrierbar ist. Außerdem werden durch Berücksichtigung der sich während des Prozesses verändernden Prozessgrößen bessere Ergebnisse erwartet, als sie ein rein empirisches Verschleißmodell liefern könnte. Das Verschleißmodell von USUI wird hier dem von TAKEYAMA und MURATA vorgezogen, da die benötigten Prozessgrößen bereits für die Vorschuboptimierung bestimmt wurden. Zudem erscheint es übersichtlicher und wurde bereits von verschiedenen Autoren in jüngerer Vergangenheit angewendet, sodass es als in höherem Maße etabliert angesehen werden kann [YEN02, FLE05, KLO06].

Da es sich bei dem gewählten Verfahren um ein differentielles Modell handelt, muss die berechnete Veränderung des Verschleißes pro Zeit mit einer Zeitspanne multipliziert werden, um

den Verschleißfortschritt für diese ermitteln zu können. Dies wird noch genauer erläutert werden. Im Folgenden wird zunächst die Einbindung des Verschleißmodells in das Programm zur Vorschuboptimierung vorbereitet.

Empirische Verschleißmodelle	Differentielle Verschleißmodelle
Standzeitgleichung nach TAYLOR (1962): $v_c \cdot L^n = C_T$ ( $n, C_T = \text{Konstanten}$ )	Modell zur Beschreibung von abrasivem und diffusivem Verschleiß nach TAKEYAMA und MURATA (1963): $\frac{dW}{dt} = G(v_c, f) + D \cdot e^{-\frac{E}{RT}}$ ( $G, D = \text{Konstanten}$ )
Standzeitgleichung nach HASTING (1979): $T^B \cdot L = A$ $A, B = \text{Konstanten}$	Modell zur Beschreibung von adhäsivem Verschleiß nach USUI (1978): $\frac{dW}{dt} = A \cdot \sigma_N \cdot v_s \cdot e^{-\frac{B}{T}}$ ( $A, B = \text{Konstanten}$ )
$L = \text{Standzeit}$ $E = \text{Aktivierungsenergie}$ $R = \text{Gaskonstante}$ $T = \text{Temperatur}$ $dW/dt = \text{Verschleißrate für eine Kontaktfläche pro Zeit}$	$\sigma_N = \text{Normalspannung}$ $v_c = \text{Schnittgeschwindigkeit}$ $f = \text{Vorschubgeschwindigkeit}$ $v_s = \text{Relativgeschwindigkeit}$

Bild 6.3 Übersicht über Verschleißmodelle [SÖH03]

### 6.1.5 Bestimmung der maßgeblichen Einflussgrößen auf den Werkzeugverschleiß

Das Modell von USUI beschreibt den adhäsiven Verschleiß [Usu78]:

$$\frac{dW}{dt} = A_{WV} \cdot \sigma_N \cdot v_s \cdot e^{-\frac{B_{WV}}{T}} \quad (6.31)$$

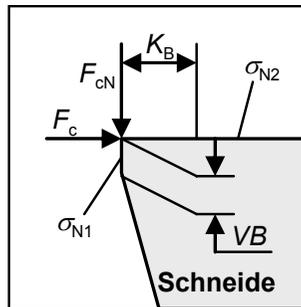
$dW/dt$  bezeichnet die Verschleißrate pro Zeit,  $\sigma_N$  die Normalspannung auf der betrachteten Fläche,  $v_s$  die Relativgeschwindigkeit des Spans zur betrachteten Fläche und  $A_{WV}$  bzw.  $B_{WV}$  die Konstanten, die die spezifischen Einflüsse von Werkzeug bzw. Werkstückwerkstoff repräsentieren. Zum besseren Verständnis wurden sie um Indizes ergänzt.

#### Bestimmung der Normalspannungen

Die noch zu ermittelnde Kolkbreite  $K_B$  gibt die Länge an, auf der der geschnittene Span Druck auf die Spanfläche ausübt. Eine genaue Kenntnis der Größe von  $K_B$  ist jedoch nicht notwendig, wie noch gezeigt wird. Deshalb wird kein konkreter Wert berechnet. Da sowohl auf der Frei- und der Spanfläche Normalspannungen wirken, werden anstelle von  $\sigma_N$  hier  $\sigma_{N1}$  und  $\sigma_{N2}$  verwendet.

Um die Berechnung zu vereinfachen, soll für die Ermittlung der Normalspannungen auf der Freifläche eine über die Zeit konstante Verschleißmarkenbreite angenommen werden. Somit wird der am Anfang des Zerspanprozesses auftretende Sonderfall einer unendlich kleinen Fläche umgangen. Dies kann damit begründet werden, dass die Entwicklung des Verschleißes über die Zeit in grober Näherung linear ist [SCH89]. Wird diese Annahme verwendet, hängt das Verschleißwachstum folglich nicht vom aktuellen Wert des Verschleißes ab. Es kann also eine Verschleißmarkenbreite für die Berechnung gewählt und beibehalten werden. Es soll hier ein leicht bis mittelmäßig verschlissenes Werkzeug mit einer Verschleißmarkenbreite von  $VB_{\text{Berechnung}} = 0,1 \text{ mm}$  angenommen werden.

Die auf die Schneide wirkenden Kräfte  $F_c$  und  $F_{cN}$  lassen sich nach VICTOR und KIENZLE berechnen und sollen genutzt werden, um die Normalspannungen auf Span- und Freifläche zu ermitteln [KIE52, KIE57]. Die wirkenden Kräfte sind in **Bild 6.4** dargestellt.



**Bild 6.4** Mechanische Beanspruchungen und Verschleißgrößen der Schneide

Die wirkenden Kräfte werden durch Normalspannungen an Frei- und Spanfläche übertragen. Diese wirken in Angriffsrichtung der entsprechenden Kräfte und senkrecht zu diesen. Es ergibt sich:

$$F_{cNm} = \sigma_{N1} \cdot VB_{\text{Berechnung}} \cdot a_p + \sigma_{N2} \cdot a_p \cdot K_B \cdot \mu \quad (6.32)$$

$$F_{cm} = \sigma_{N2} \cdot a_p \cdot K_B + \sigma_{N1} \cdot VB_{\text{Berechnung}} \cdot a_p \cdot \mu \quad (6.33)$$

Die Umstellung von Gleichung (6.33) liefert:

$$\sigma_{N2} = \frac{F_{cm} - \sigma_{N1} \cdot VB_{\text{Berechnung}} \cdot a_p \cdot \mu}{a_p \cdot K_B} \quad (6.34)$$

Durch Einsetzen von Gleichung (6.34) in (6.32) ergibt sich:

$$F_{cNm} = \sigma_{N1} \cdot VB_{\text{Berechnung}} \cdot a_p + \frac{F_{cm} - \sigma_{N1} \cdot VB_{\text{Berechnung}} \cdot a_p \cdot \mu}{a_p \cdot K_B} \cdot a_p \cdot K_B \cdot \mu \quad (6.35)$$

bzw.

$$F_{cm} = \sigma_{N1} \cdot VB_{\text{Berechnung}} \cdot a_p + F_{cm} \cdot \mu - \sigma_{N1} \cdot VB_{\text{Berechnung}} \cdot a_p \cdot \mu^2$$

Dies ist äquivalent zu:

$$F_{cNm} - F_{cm} \cdot \mu = \sigma_{N1} \cdot VB_{\text{Berechnung}} \cdot (a_p - a_p \cdot \mu^2) \quad (6.36)$$

Durch Umstellen erhält man die gesuchte Größe  $\sigma_{N1}$ :

$$\sigma_{N1} = \frac{F_{cNm} - F_{cm} \cdot \mu}{VB_{\text{Berechnung}} \cdot (a_p - a_p \cdot \mu^2)} \quad (6.37)$$

Die Berechnung von  $\sigma_{N2}$  zur Bestimmung der Kolktiefe kann damit erfolgen. Da allerdings nur die Entwicklung der Verschleißmarkenbreite ermittelt werden soll, wird sie nicht durchgeführt.

### Bestimmung der Relativgeschwindigkeit sowie der Konstanten des Verschleißmodells

Für die Berechnung des Freiflächenverschleißes nach USUI wird weiterhin die Relativgeschwindigkeit  $v_s$  des Spans bezüglich der Freifläche benötigt. Diese ist gleich der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und somit bereits bekannt. Falls dennoch eine Untersuchung des Kolkverschleißes angestrebt werden soll, ist es möglich, die Relativgeschwindigkeit des geschnittenen Spans zur Spanfläche über eine Volumenbilanz bezüglich des ungeschnittenen Spans und dessen Geschwindigkeit zu ermitteln. Die Konstanten  $A_{WV}$  und  $B_{WV}$  sind von der Schneidstoff-Werkstückwerkstoff-Paarung abhängig und können erst definiert werden, wenn diese festgelegt ist. Deshalb erfolgt in Kapitel 6.3.2 die Bestimmung der Konstanten.

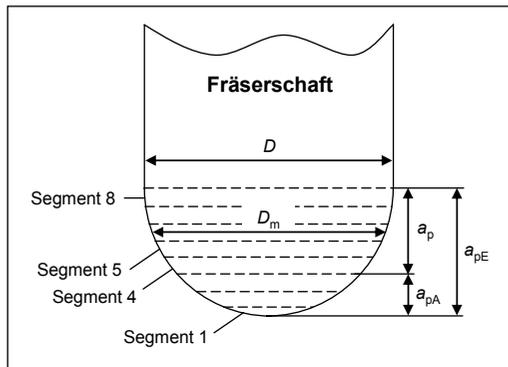
## 6.2 Einsatz des Simulationsmodells in Zerspanversuchen

Nachdem im vorangegangenen Kapitel 6.1 die theoretischen Grundlagen für die Umsetzung des Ablaufschemas erörtert wurden, soll nun in einem realen Zerspanversuch die Lösungsgüte des Konzepts für eine Werkstoff-Schneidstoff-Kombination geprüft werden. Dabei wird die Realisierbarkeit der berechneten Vorschübe überprüft, die berechnete Zeitersparnis erfasst und die berechnete Verschleißmarkenbreite mit der gemessenen verglichen.

Bei der Auswahl von Werkzeug und Werkstoff wurde auf einen möglichst hohen Verbreitungsgrad im Maschinenbau geachtet, um ein entsprechend repräsentatives Ergebnis zu erzielen. Als Werkzeug wurde deshalb ein vierschneidiger, mit Titanaluminiumnitrid (TiAlN) beschichteter Vollhartmetall-Kugelpopfräser ausgewählt. Weiterhin wird C45 aufgrund seiner breiten Anwendung und der damit zusammenhängenden sehr guten Erforschung der für die Zerspaltung wichtigen Eigenschaften verwendet. Darüber hinaus soll mit der Nickelbasislegierung Inconel 718 ein hochwarmfester Werkstoff zum Einsatz kommen, um das Potenzial des Optimierungsprogramms bei schwer zerspanbaren Werkstoffen aufzuzeigen. Auf Grundlage der Werkstoff-Schneidstoff-Kombinationen lassen sich die eingeführten Konstanten in deren Abhängigkeit bestimmen. Dies ist im Rahmen dieser Arbeit am Beispiel von C45 beschrieben. Für Inconel 718 wurde in entsprechender Weise verfahren.

## 6.2.1 Bereichseinteilung am Werkzeug und Festlegung der Grenzbeanspruchungen

Bedingt durch die Geometrie des Kugelpopfräfers im Bereich der Schneiden, sind der Durchmesser und somit die Schnittgeschwindigkeit und der Eingriffswinkel entlang der Schneidkante nicht konstant. Um dennoch präzise Ergebnisse für die Zerspankraft-, Schneidentemperatur- und Verschleißberechnung zu erhalten, ist deshalb die Aufteilung des Fräasers in Segmente sinnvoll. Wie in **Bild 6.5** dargestellt, werden acht Segmente gleicher Höhe gebildet.



**Bild 6.5** Aufteilung des Kugelpopfräfers in Segmente

Jedes dieser Segmente wird als eigenständiges Element betrachtet, für das die Eingriffsbedingungen und folglich die Zerspankräfte separat bestimmt werden. Sind die Belastungen aller Segmente ermittelt, werden sie zu einer Gesamtbelastung zusammengefasst, aus der sich die Beanspruchungen des Fräasers ableiten lassen [WIE05]. Die konkrete Ermittlung der Eingriffs-

bedingungen der einzelnen Fräsersegmente wird in Kapitel 6.4.2 beschrieben. Für den Zerspanversuch sollen dementsprechend nur die Segmente 5 bis 8 des Fräasers in Eingriff mit dem Werkstückwerkstoff kommen. Der Einstellwinkel der Schneiden dieser Segmente beträgt mit Ausnahme des vierten Segments in guter Näherung  $\kappa_f = 90^\circ$ .

Die Größen  $a_{pA}$  und  $a_{pE}$  geben die Schnitttiefe an. Dabei ist  $a_{pA}$  der axiale Abstand von der Werkzeugspitze zum ersten Werkzeugeingriff, während  $a_{pE}$  angibt, wo der Werkzeugeingriff endet (**Bild 6.5**). Es wird somit lediglich der Bereich des Werkzeugs betrachtet, der tatsächlich im Eingriff ist. Für diesen Teil wird ein mittlerer Durchmesser angegeben, sodass die Drehzahl der im Mittel geforderten Schnittgeschwindigkeit gemäß Gleichung (6.18) berechnet werden kann.

Die Schnittgeschwindigkeit hat bedeutenden Einfluss auf die Schneidentemperaturen sowie auf die Zerspankräfte. Deshalb muss vor der technologischen Berechnung der Vorschubgeschwindigkeiten eine Schnittgeschwindigkeit festgelegt werden. Aufgrund von Herstellerempfehlungen wird  $v_c = 135 \text{ m/min}$  gewählt. Dieser Wert wird als durchschnittliche Schnittgeschwindigkeit festgelegt, da er entlang der Schneidkante des Kugelfräasers variiert. Es wird zunächst ein mittlerer Durchmesser berechnet:

$$D_m = 2 \cdot \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{D}{2} - \frac{a_{pA} + a_{pE}}{2}\right)^2} \quad (6.38)$$

Zwischen dem Zahnvorschub  $f_z$ , der Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  und der Schneidenzahl  $z$  besteht der Zusammenhang [Tsc05]:

$$v_f = f_z \cdot z \cdot n \quad (6.39)$$

Die Höhe eines Segments berechnet sich mit:

$$h_{\text{Segment}} = \frac{D}{2 \cdot \text{Segmentzahl}} \quad (6.40)$$

Für die Bestimmung der Schnittgeschwindigkeit an einem Segment werden die Drehzahl und ein gemittelter Segmentdurchmesser  $D_{m,\text{Segment}}$  benötigt. Vereinfachend ist dafür der Mittelwert der Durchmesser der Querschnittsflächen zu verwenden, die ein Segment begrenzen. Aus einer trigonometrischen Betrachtung folgt für den  $i$ -ten mittleren Segmentdurchmesser:

$$D_{m,\text{Segment}}(i) = 2 \cdot \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{D}{2} - \left(i \cdot h_{\text{Segment}} - \frac{h_{\text{Segment}}}{2}\right)\right)^2} \quad (6.41)$$

Die benötigte Schnittgeschwindigkeit am  $i$ -ten Segment ergibt sich mit:

$$v_{c, \text{Segment}}(l) = \frac{\pi \cdot n \cdot D_{m, \text{Segment}}(l)}{1000} \quad (6.42)$$

Die Höhe der gewählten Schnittgeschwindigkeit ist relativ gering. Deshalb kann eine Begrenzung der damit zusammenhängenden Vorschubgeschwindigkeit durch die Antriebsleistung der eingesetzten Fräsmaschine ausgeschlossen werden. Daher ist keine weitere Betrachtung der für die Fräsmaschine maximal zulässigen Vorschubgeschwindigkeit notwendig. Der Zahnvorschub  $f_z$  muss allerdings begrenzt werden, um eine unzulässige Beanspruchung des Fräasers zu vermeiden. Der Hersteller empfiehlt für das zu verwendende Fräswerkzeug  $f_z = 0,1$  mm. Es soll durch die technologische Berechnung in den verschiedenen Bereichen einer Bearbeitung ein maximaler Zahnvorschub auf seine Realisierbarkeit überprüft werden. Da eine Zeitersparnis im Vergleich zur konventionellen Bearbeitung angestrebt ist, wird dieser auf  $f_z = 0,2$  mm festgelegt.

In der weiteren Abfolge werden die für das verwendete Fräswerkzeug zulässigen Schneidentemperaturen und Vergleichsspannungen an der Einspannstelle ermittelt. Hartmetalle erweichen im Allgemeinen bei einer Temperatur von 800 °C [SCH89]. Unter Berücksichtigung einer Sicherheit wird die maximal zulässige Schneidentemperatur  $\varrho_{\text{Schneide, zul}}$  festgelegt. Die Bestimmung der zulässigen Vergleichsspannungen im Werkzeugschaft soll durch Auswertung eines Zerspanversuchs erfolgen. Den Ergebnissen eines Zerspanversuchs mit dem Werkstückwerkstoff C45 wurde entnommen, dass ein Fräswerkzeug bei folgenden Bedingungen noch einsatzfähig ist:  $a_e = 0,375$  mm,  $a_p = 5$  mm,  $v_c = 400$  m/min,  $D = 10$  mm und  $f_z = 0,23$  mm [SCH89].

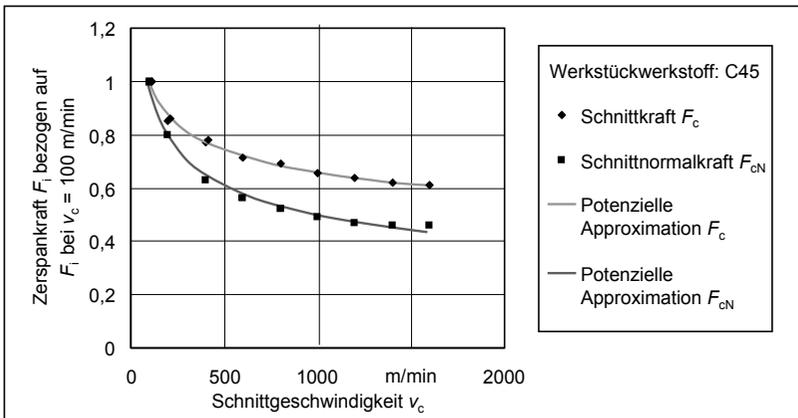
Darüber hinaus zeigt ein Zerspanversuch unter gleichen Bedingungen mit Ausnahme eines auf  $f_z = 0,31$  mm erhöhten Zahnvorschubs, dass innerhalb kurzer Zeit Werkzeugversagen auftritt. Deshalb kann der von SCHULZ vorgegebene Vorschubwert als sinnvolle obere Grenze angesehen werden [SCH89].

Für diesen Vorschubwert werden nun die wirkenden Vergleichsspannungen im Fräaserschaft an der Einspannstelle bestimmt. Dazu wird die Auskraglänge mit  $l \approx 50$  mm abgeschätzt. Aufgrund der im Vergleich zur Normalkraft hohen Dominanz wird von den Zerspankräften nur die maximale Schnittkraft nach Gleichung (6.2) zu  $F_{cm} = 1064$  N berechnet. Mit Gleichung (6.13) erhält man  $\sigma_{\text{Schaft, max}} = 533$  N/mm<sup>2</sup>. Für die Berücksichtigung von Ungenauigkeiten des Modells wird die in der Simulation für Hartmetallfräser maximal zulässige Vergleichsspannung mit einer Sicherheit  $S = 2$  definiert. Sie beträgt somit  $\sigma_{\text{Schaft, zul}} \approx 260$  N/mm<sup>2</sup>.

## 6.2.2 Festlegung der Konstanten für die Zerspankraftberechnung

Um die Berechnung der Schnitt- und der Schnittnormalkraft nach VICTOR und KIENZLE durchführen zu können, werden die spezifischen Schnittkräfte  $k_{c1,1}$  für eine Spanungsdicke und -breite von 1 mm benötigt. Für C45 kann für  $k_{c1,1} = 2220 \text{ N/mm}^2$  und für den Anstiegswert  $m_c = 0,14$  angenommen werden [DUB98, TSC05].

Die Konstante  $K_{WS}$ , die den Einfluss des gewählten Werkstoffs widerspiegeln soll, entfällt hier, weil die Werkstoffkennwerte für die Gleichung nach VICTOR und KIENZLE ebenfalls mit Hartmetallwerkzeugen ermittelt wurden. Für den Korrekturfaktor  $K_V$ , der den Schnittgeschwindigkeitseinfluss auf die Zerspankräfte beschreibt, werden unterschiedliche Berechnungsformeln angegeben, die für alle in den Kennwerttabellen aufgeführten Werkstoffe angewendet werden können [DUB98, TSC05]. Allerdings dokumentiert SCHULZ die Veränderung der Zerspankraftkomponenten in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit für die Paarung Hartmetall-C45. Es kann davon ausgegangen werden, dass mit allgemein anwendbaren Formeln berechnete Ergebnisse im Vergleich zu denen der genannten Untersuchung keine höhere Genauigkeit liefern [SCH89].



**Bild 6.6** Bezogene Zerspankräfte in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit

Die spezifischen Schnittkräfte  $k_{c1,1}$  und  $k_{cN1,1}$  wurden bei einer Schnittgeschwindigkeit von 100 m/min aufgenommen. Der genannten Quelle wurden Werte für Schnitt- und Schnittnormalkraft bei verschiedenen Schnittgeschwindigkeiten entnommen und durch die Kräfte bei  $v_c = 100 \text{ m/min}$  dividiert. **Bild 6.6** zeigt diese Verhältnisse in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit. Um kontinuierliche Funktionen zu generieren, wurde über die Verhältnisse interpoliert. Die gewonnenen Funktionen können als Korrekturfaktor  $K_{v_c}$  verwendet werden. Als schnittge-

schwindigkeitsabhängigen Korrekturfaktor erhält man  $K_{vc} = 2,1848 \cdot v_c^{-0,1738}$  für die Schnittkraft und  $K_{vcN} = 3,6781 \cdot v_c^{-0,2893}$  für die Schnittnormalkraft.

### 6.2.3 Festlegung der Konstanten für die Berechnung der Schneidentemperatur

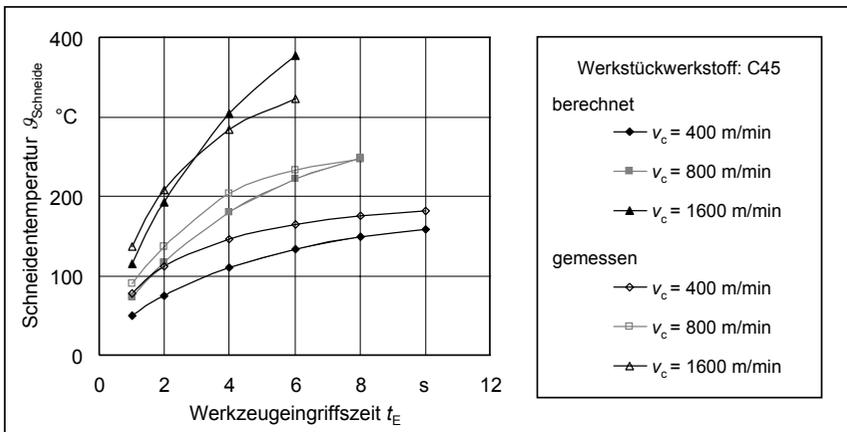
Für die Temperaturentwicklung wird ein Schneidenelement freigeschnitten. Sein thermisches Verhalten gegenüber der Umgebung soll mit der eingeführten Konstante  $C_W$  beschrieben werden. Zusammenfassend gibt  $C_W$  an, wie stark das betrachtete Schneidenelement bei vorhandenem Temperaturunterschied Wärme an seine Umgebung abgibt. Durch die komplexe Schneidengeometrie sowie die unterschiedlichen, sich überlagernden Wärmeübertragungsmechanismen ist eine analytische Berechnung dieser Konstanten mit relativ hohem Aufwand verbunden. Deshalb wurde das folgende Vorgehen gewählt. SCHULZ stellt die Temperaturentwicklung in einer Schneide während einer Fräsbearbeitung dar [SCH89]. Bei Verwendung eines in einer Schneide platzierten Thermoelements wurden die Temperaturen für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten in Zerspanversuchen ermittelt. Da alle Prozessparameter angegeben sind, können diese Verläufe auch analytisch berechnet werden. Es wurde die Lösung für das thermodynamische Problem nach Gleichung (6.30) hergeleitet.

Die Anforderung besteht nun darin, dass analytische und experimentelle Temperaturverläufe in guter Näherung übereinstimmen. Gelingt es, ein Paar  $m$  und  $C_W$  zu ermitteln, das diese Anforderung erfüllt, ist anzunehmen, dass ein aus der Schneide freigeschnittenes Element mit der Masse  $m$  in ausreichender Korrelation die Konstante  $C_W$  besitzt. Für verschiedene Paare wurden die ermittelten Abweichungen mit Hilfe der Methode der kleinsten Quadrate verglichen. Diese Methode wurde gewählt, um die maximalen Abweichungen stärker in der Gesamtabweichung zu gewichten. Die Angabe der Abweichung ist für quantitative Aussagen ungeeignet, lässt sich jedoch für einen Vergleich der Lösungsgüte verschiedener Paare  $m$  und  $C_W$  verwenden. Schließlich wurde das Konstantenpaar  $m = 0,004$  kg,  $C_W = 0,04$  bestimmt.

Mit diesem Konstantenpaar konnte der gemessene Temperaturverlauf hinreichend genau angenähert werden, bei einer maximalen Abweichung von 55 °C. Diese Abweichung wird in Anbetracht der bei der Spanbildung auftretenden Temperaturen als annehmbar betrachtet, um die Schneidentemperatur zuverlässig beschränken zu können. Das ermittelte Konstantenpaar wird deshalb auch in den folgenden Rechnungen verwendet.

Anzumerken ist, dass die gemessenen Werte bei einer Schnitttiefe von  $a_p = 5$  mm gemessen wurden. Die damit bestimmte Konstante  $C_W$ , die angibt, wie viel Leistung bei einem bestimmten Temperaturgefälle vom Schneidenelement abgegeben wird, gilt somit in erster Linie nur für diese Schnitttiefe. Die im Zerspanversuch an einem einzelnen Segment auftretende Schnitttiefe

fe weicht jedoch von dieser ab. Sie entspricht maximal der Höhe des betrachteten Segments. Eine Berechnung der thermischen Eingangsleistung mit einer Schnitttiefe  $a_p = 5$  mm anstelle der tatsächlichen Schnitttiefe ist dennoch vertretbar. Aufgrund der relativ geringen Abhängigkeit der Schneidentemperatur von der Schnitttiefe kann diese Verfahrensweise als zulässig betrachtet werden: Denn unmittelbar im Bereich der Schneidenspitze konzentrieren sich die thermischen Beanspruchungen, was mit einer starken Temperaturerhöhung einhergeht. In weiter entfernten Bereichen der Schneide nimmt die Temperatur stark ab. Der geringe Einfluss der Schnitttiefe auf den temperaturabhängigen Werkzeugverschleiß bestätigt dies [TÖN04]. Damit wird aufgezeigt, dass die Lösungsgüte der Verschleißberechnung nur in geringem Maße herabgesetzt wird. Alternativ zu diesem Vorgehen kann  $C_w$  als eine thermische Konstante bestimmt werden, die für die reale Schnittbreite gilt. **Bild 6.7** veranschaulicht das gewonnene Ergebnis grafisch.



**Bild 6.7** Berechnete und gemessene Schneidentemperatur in Abhängigkeit der Zeit

Bedingt durch die messtechnische Erfassung ist eine weitere Korrektur erforderlich, bevor die berechneten Temperaturwerte für die Vorschubanpassung Verwendung finden können. Mit üblicherweise zur Messaufnahme eingesetzten Temperaturfühlern können aus technischen Gründen nicht exakt die Temperaturen auf der Schneidfläche gemessen werden, sondern nur die Temperaturen in wenigen Millimetern Tiefe unter der Schneidfläche. Deshalb wird die Temperatur direkt unterhalb der Span- und Freifläche mit Hilfe der FEM berechnet. Sie wird als die im Prozess auftretende Temperatur bei den entsprechenden Schnittgeschwindigkeiten der Zerspanversuche angenommen.

Die mit dem Leistungsansatz berechneten Ergebnisse beschreiben die Temperaturen in der Schneide, in definiertem Abstand zur Schneidenoberfläche, mit der benötigten Genauigkeit. Allerdings sind diese nicht identisch mit den für die thermische Beanspruchung und den Verschleiß relevanten Oberflächentemperaturen. Zur Abschätzung der Oberflächentemperaturen werden deshalb die mit dem Leistungsansatz berechneten Temperaturen mit dem Faktor 3 multipliziert. Nach SCHULZ stimmt dieses Verhältnis in guter Näherung für die betrachteten Schnittgeschwindigkeiten [SCH89]. Weiterhin zeigen die Ergebnisse, dass die Spanflächentemperatur mit der Freiflächentemperatur im verschleißrelevanten Bereich in guter Näherung übereinstimmt. Kennt man die Spanflächentemperatur, könnte man somit von dieser auf die Freiflächentemperatur schließen.

Es werden mit der beschriebenen Vorgehensweise zwar Ungenauigkeiten in die Lösung eingebracht. Dennoch wird erwartet, dass die Methode für eine Beschränkung der Temperatur auf zulässige Werte und für die Erstellung einer Verschleißprognose ausreichend geeignet ist. Darüber hinaus lassen sich präzisere Angaben durch eine Verfeinerung des Modells gewinnen: Dies ließe sich beispielsweise mittels direkter Messung der Schneidentemperatur unter Verwendung einer Wärmebildkamera und unterstützend durch FEM-Spannungssimulationen erreichen.

#### **6.2.4 Festlegung der Konstanten für das Verschleißmodell**

Für das Verschleißmodell nach USUI werden neben Normalspannungen, Geschwindigkeiten und Temperaturen die Konstanten  $A_{WV}$  und  $B_{WV}$  benötigt [USU78]. Diese sollen mit Hilfe von Zerspanversuchen ermittelt werden. Dafür ist jedoch zwingend erforderlich, dass bereits das Hauptprogramm zur Vorschubberechnung vorliegt, das die Zerspankraft- und Temperaturberechnung beinhaltet. Deshalb sollen die genannten Konstanten erst nach der Erstellung des Hauptprogramms bestimmt werden.

### **6.3 Hauptprogramm für die Vorschub- und Verschleißsimulation**

Die in den letzten Kapiteln beschriebenen Vorgehensweisen zur Berechnung der mechanischen und thermischen Werkzeugbeanspruchung werden nun zusammen mit den für die gewählte Werkstoff-Schneidstoff-Kombination bestimmten Konstanten in ein Simulationsprogramm integriert. Die programmtechnische Umsetzung zur technologischen Berechnung der Vorschubgeschwindigkeiten erfolgt mit der Programmiersprache C und wird am Beispiel von C45 erläutert. Als Grundlage dient das aufgestellte Struktogramm (Bild 6.1), in dem das Zusammenwirken der einzelnen Berechnungsschritte definiert wurde. Um einen

grundlegenden Überblick zur Funktionsweise zu geben, soll hier auf die benötigten Eingangsinformationen und die zu erzielenden Ausgangsdaten eingegangen werden.

### 6.3.1 Dateneingabe und Datenausgabe

Für eine Vorschubberechnung werden Informationen über die variierenden Eingriffsverhältnisse des Werkzeugs bezüglich des Werkstücks benötigt. Diese Informationen werden in am Markt erhältlicher Optimierungssoftware durch die Berechnung des Materialabtrags während der Simulation der Bearbeitung gewonnen. Da jedoch keine Schnittstelle für einen Datenaustausch mit der als Referenz verwendeten Optimierungssoftware *NCspeed* von FORMTEC vorhanden ist, müssen diese Eingriffsinformationen manuell erstellt werden. Aufgrund der Abhängigkeit von der Werkstückform und der Bearbeitungsstrategie werden in Kapitel 6.4.2 die Eingriffsverhältnisse bestimmt.

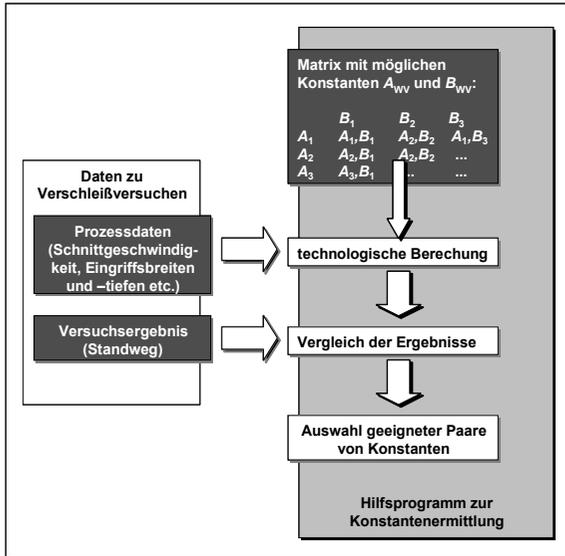
Die Festlegung der Bereiche wird aufgrund der ebenfalls vorhandenen Abhängigkeit vom Werkstück und der Bearbeitungsstrategie in Kapitel 6.5.1 beschrieben. Für jeden Bereich werden in der Datei *Eingriffsverhaeltnisse.txt* acht Winkel angegeben. Dabei handelt es sich jeweils um die Eingriffswinkel für den in acht einzelne Segmente aufgeteilten Schneidkantenverlauf. Außerdem geben die Größen  $a_{pE}$  und  $a_{pA}$  die axiale Schnitttiefe an. Die Größe  $s_{\text{Fräseer}}$  steht für die Länge der Fräsebahn im entsprechenden Bereich. Damit sind die Eingriffsverhältnisse für eine Zerspankraft- und Temperaturberechnung ausreichend beschrieben.

Die restlichen Informationen, die für den Ablauf des Programms benötigt werden, sind in zwei weiteren Dateien enthalten. Aus der ersten Datei werden die gewählte Schnittgeschwindigkeit und der maximale Vorschub eingelesen. Die zweite beinhaltet die benötigten Werkstoffkennwerte. Damit stehen alle Daten für die Vorschubberechnung zur Verfügung. Das Ergebnis der Optimierung einer Fräsbearbeitung wird in Form der berechneten Vorschubgeschwindigkeiten bereitgestellt. Diese werden in der Datei *v\_f\_Verlauf\_gesamt.txt* zu jedem Bereich ausgegeben.

### 6.3.2 Vervollständigung des Verschleißmodells

Das Verschleißmodell nach Usui berücksichtigt lediglich den adhäsiven Verschleiß [Usu78]. Im realen Prozess wirken jedoch mehrere Verschleißmechanismen zusammen. Dadurch ist zu erwarten, dass das verwendete Modell den realen Verschleiß unterschätzt. Dies soll kompensiert werden, indem zunächst mit willkürlich angenommenen Konstanten für eine

technologische Berechnung Verschleißprognosen aufgestellt werden. Durch den Vergleich mit dem in Verschleißversuchen gemessenen tatsächlichen Verschleiß sind dann für die Konstanten  $A_{WV}$  und  $B_{WV}$  geeignete Werte zu definieren. Somit beinhalten die ermittelten Faktoren schon eine Korrektur der durch den realen Prozess bedingten Abweichungen von der Verschleißtheorie. **Bild 6.8** verdeutlicht das Vorgehen grafisch.



**Bild 6.8** Prozedur zur Bestimmung der Konstanten  $A_{WV}$  und  $B_{WV}$

Für den Vergleich wurden die Ergebnisse aus in der Literatur beschriebenen Verschleißversuchen herangezogen [SCH89]. Dabei ist für bestimmte Prozessparameter ein jeweils erreichter Standweg angegeben. Der Standweg bezeichnet die zurückgelegte Strecke des Werkzeugs in Vorschubrichtung, an dem das Standwegkriterium erreicht wurde. Bei Schnittgeschwindigkeiten unter  $v_c = 1000$  m/min ist dieses in der Regel mit dem Erreichen einer mittleren Verschleißmarkenbreite  $VB_m = 0,3$  mm definiert.

Für eine Auswahl an Paaren  $A_{WV}$  und  $B_{WV}$  wird der für den angegebenen Standweg vermutete Verschleiß berechnet und mit der in den Versuchen gemessenen Verschleißmarkenbreite von 0,3 mm verglichen. Dies erfolgt mit der Zielstellung, Wertepaare für die Konstanten  $A_{WV}$  und  $B_{WV}$  zu finden, mit denen eine hinreichend genaue Berechnung des tatsächlich auftretenden Verschleißes realisierbar ist.

Bei mehrschneidigen Fräsern wurde der angegebene Standweg in einen Standweg pro Fräterschneide umgerechnet. Als Ergebnis wird eine Matrix ausgegeben, deren Zeilen- und Spaltenindizes für die Konstanten  $A_{WV}$  und  $B_{WV}$  stehen und deren Elemente die Genauigkeit der berechneten Verschleißmarkenbreite beinhalten. Für das Konstantenpaar  $A_{WV} = 68$  und  $B_{WV} = 1500$  erhält man für alle simulierten Zerspanversuche einen mittleren Fehler von 16 %. Bezüglich des Standwegkriteriums, das bei einer Verschleißmarkenbreite von 0,3 mm erfüllt ist, betrug die größte Abweichung der berechneten Ergebnisse nach oben 0,2 mm und nach unten 0,1 mm. Damit betragen die maximal und minimal berechneten Werte der Verschleißmarkenbreite 0,5 mm bzw. 0,2 mm. Die erreichte Genauigkeit wird für eine Verschleißprognose als ausreichend betrachtet. Deshalb werden  $A_{WV} = 68$  und  $B_{WV} = 1500$  gesetzt.

Das Programm, das die Ausgabedatei erzeugt, wurde in weiten Teilen vom Hauptprogramm abgeleitet. Jedoch waren dabei Veränderungen erforderlich. Da die Zerspanversuche, die zur Bestimmung der Konstantenwerte simuliert werden, mit zylindrischen Schafffräsern durchgeführt wurden, konnte eine Unterteilung des Fräsers in Segmente entfallen. Aufgrund der für einen Versuch konstanten Eingriffsbedingungen ist eine Aufteilung der Bearbeitung in unterschiedliche Bereiche ebenfalls überflüssig. Allerdings erhöht sich die Komplexität des Programms, da die Simulation von verschiedenen Versuchen mit jeweils einer bestimmten Anzahl von Paaren der Konstanten  $A_{WV}$  und  $B_{WV}$  erfolgt. Die genannten Änderungen wurden umgesetzt, und aus dem Hauptprogramm wurde ein Hilfsprogramm zur Bestimmung der Verschleißkonstanten abgeleitet.

### 6.3.3 Steigerung der Genauigkeit des Verschleißmodells

#### Berücksichtigung der Schnittgeschwindigkeit

Die gewonnenen Ergebnisse lassen den Schluss zu, dass die prognostizierte Verschleißentwicklung in bestimmten Geschwindigkeitsbereichen stark von der in den Versuchen gemessenen abweicht. Dabei liegt der berechnete Verschleißwert je nach Geschwindigkeit unter bzw. über dem in Realität auftretenden. Deshalb ist ein geschwindigkeitsabhängiger Korrekturfaktor  $K_{vcWV}$  ermittelt worden, der die gewonnenen Ergebnisse insbesondere im Bereich niedriger Schnittgeschwindigkeiten verbessert. **Bild 6.9** zeigt den Verlauf von  $K_{vcWV}$  in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ .

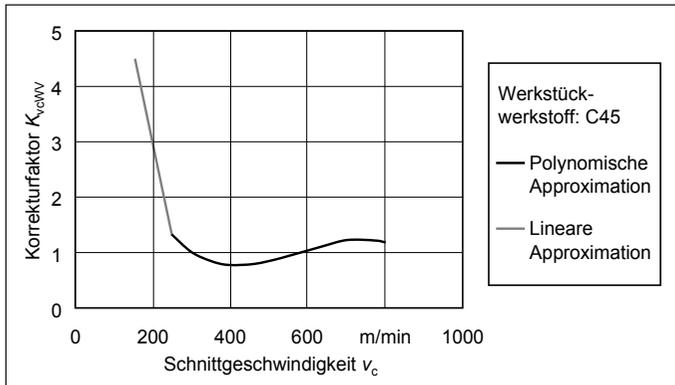
#### Berücksichtigung der Spanungsdicke und des Eingriffswinkels

Bei Betrachtung verschiedener Zerspanversuche stellt sich heraus, dass kein Paar von Konstanten eine akzeptable Genauigkeit für die Berechnung aller aufgenommenen Versuche liefert.

Für Versuche, die mit geringem Arbeitseingriff oder geringem Zahnvorschub durchgeführt wurden, sind die berechneten Verschleißmarkenbreiten zu niedrig. Dies ist einerseits auf den dominierenden Einfluss der Reibung auf die Schnittkraft bei Zahnvorschüben unter 0,1 mm zurückzuführen. Andererseits ist zu prüfen, ob hier eine signifikante Erhöhung der auf das Werkzeug übertragenen Wärmemenge vorliegt [TÖN04, KÖN97]. Durch Neudefinition der Konstanten für die betroffenen Bereiche wurde diese Abweichung korrigiert. Dabei wird die betroffene Gruppe von Eingriffsverhältnissen zusammengefasst und durch die in Ungleichung (6.43) enthaltene Beziehung abgegrenzt. Liegen Eingriffsverhältnisse vor, die diese Ungleichung erfüllen, reichen die ermittelten Konstanten nicht aus.

$$h_m \cdot \varphi_c < 1,15 \quad (6.43)$$

Entsprechend dem beschriebenen Vorgehen wurden erneut Paare von Konstanten auf ihre Verwendbarkeit überprüft. Eine deutliche Verbesserung der Ergebnisqualität konnte erreicht werden. Darüber hinaus besteht für den Anwender des Programms die Option, die für die Versuche berechneten Ergebnisse für ein von ihm gewähltes Paar von Konstanten auch direkt ausgeben zu lassen.



**Bild 6.9** Korrekturfaktor  $K_{vwv}$  in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit

Es ist festzustellen, dass einige Versuchsergebnisse erheblich von den anderen abweichen. Die aus diesen Versuchen bestimmten Standwege resultieren aus Zerspanversuchen, in denen ein Vollhartmetallfräser mit dem Schneidstoff K10 eingesetzt wurde [SCH89]. Alle ansonsten verwendeten Versuchsdaten stammten aus Zerspanversuchen unter Verwendung des Schneidstoffs P25. Um diese Versuchsdaten dennoch verwenden zu können, sind sie nach Auswertung eines Vergleichsdiagramms in Werte umgerechnet worden, die für P25 erwartet werden können. Dieses Vorgehen erreicht zwar nicht die gleiche Genauigkeit, doch es wurde

als essentiell angesehen, auch Versuchsergebnisse mit Fräsern geringeren Durchmessers zu integrieren. Leider bestand ein Mangel an auswertbaren Versuchsdaten, weil in der Literatur entweder andere Paarungen untersucht sind oder wichtige Prozessparameter nicht mit angegeben sind. Da der reale Zerspanversuch zur Verifikation der technologischen Berechnung ebenfalls mit einem vergleichsweise schlanken Fräser durchgeführt wird, werden die Konstanten  $A_{wv} = 7$  und  $B_{wv} = 24$  beibehalten. Sie liefern für schlanke Werkzeuge akzeptable Ergebnisse. Durch die Integration weiterer Versuchsergebnisse sind mit hoher Wahrscheinlichkeit deutlich bessere Ergebnisse zu erzielen. Auf der Grundlage einer ausreichenden Datenbasis ist für beliebige Bereiche mit nicht zufriedenstellenden Ergebnissen eine Neudefinition der Konstanten möglich. Im Rahmen dieser Arbeit wurde jedoch auf die Durchführung zusätzlicher Zerspanversuche zur Verschleißdatengewinnung verzichtet.

### Berücksichtigung der Werkzeugbeschichtung

Die Versuche, auf denen die Verschleißberechnung beruht, wurden mit unbeschichteten Werkzeugen durchgeführt. Deren Einsatzgebiet beschränkt sich jedoch hauptsächlich auf Anwendungen, bei denen sehr scharfe Schneiden gefordert sind, beispielsweise bei der Zerspanung von Aluminium- oder Nickellegierungen. Im Werkzeug- und Formenbau ist die durch die Beschichtung hervorgerufene Verrundung der Schneidkante aufgrund der üblicherweise zerspannten Stähle allerdings unkritisch. Deshalb werden in diesem Bereich fast ausschließlich beschichtete Werkzeuge verwendet. Da die Fräswerkzeuge für die zur Verifikation durchzuführenden Zerspanversuche ebenfalls beschichtet sind, muss dies bei der Verschleißprognose Berücksichtigung finden. Nach Informationen des Werkzeugherstellers verfügen die einzusetzenden beschichteten Werkzeuge gegenüber unbeschichteten über einen zwei- bis dreimal größeren Standweg. Unter Einbeziehung einer Sicherheit wird deshalb der Korrekturfaktor  $K_{BS} := 0,5$  für den Einfluss der Werkzeugbeschichtung definiert.

Nach Festlegung der nötigen Korrekturen lässt sich in Anlehnung an USU1 das für den Versuch anwendbare Rechenmodell ableiten:

$$VB_m(t) = VB_m(t - \Delta t) + \frac{\varphi_c}{360^\circ} \cdot A_{wv} \cdot \sigma_{N1} \cdot v_c \cdot e^{-\frac{B_{wv}}{\beta} \cdot \Delta t} \cdot K_{vcwv} \cdot K_{BS} \quad (6.44)$$

Dabei beschreibt das Zeitinkrement  $\Delta t$  die Zeit  $t$ , die zwischen zwei Verschleißberechnungen verstreicht. Der Faktor  $\varphi_c/360^\circ$  wird hinzumultipliziert, da nur während des Schneideneingriffs ein Verschleißfortschritt stattfindet. Anzumerken ist, dass die aufgestellte Formel eigentlich die in Richtung der Freifläche auftretende Verschleißgröße berechnet, die in geometrischer Beziehung zur Verschleißmarkenbreite steht. Da das Modell zur Berechnung der Verschleißprognose allerdings auf Grundlage von Auswertungen der Verschleißmarkenbreite kalibriert wurde,

ist dieser Umrechnungsfaktor bereits in den Konstanten  $A_{WV}$  und  $B_{WV}$  enthalten. Damit ist eine Umrechnung nicht mehr erforderlich.

## 6.4 Vorbereitung der Zerspanversuche für die Verifikation der Simulation

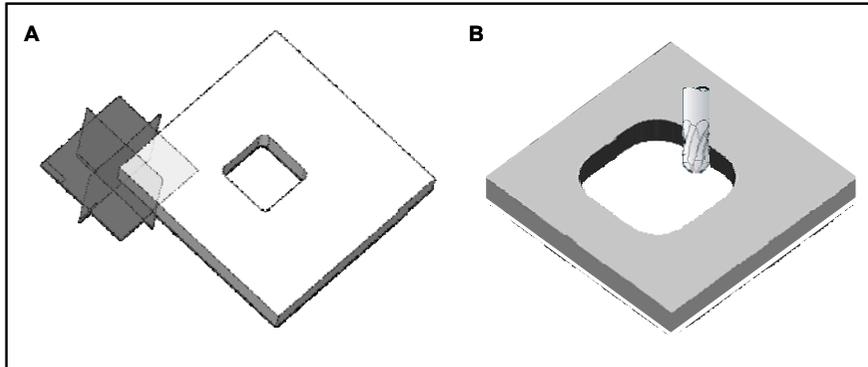
Für die Verifikation des entwickelten Simulationsmodells werden Zerspanversuche mit den Werkstückwerkstoffen C45 und Inconel 718 durchgeführt. Dieses und das folgende Kapitel 6.5 beschreiben die Vorgehensweise am Beispiel von C45. Sie gilt ebenfalls für die Vorbereitung der Zerspanversuche mit Inconel 718.

Gemäß der Zielstellung soll nachgewiesen werden, dass die berechneten Vorschubgeschwindigkeiten zulässig sind. Weiterhin ist die Erfassung der erzielbaren Zeiteinsparung im Vergleich zu einer am Markt erhältlichen Optimierungssoftware vorgesehen. Hierfür wurde *NCspeed* von FORMTEC gewählt. Um eine Aussage zu treffen, erfolgt ein zweiter Zerspanversuch unter Verwendung der mit dieser Software simulierten und optimierten Vorschubwerte. Darüber hinaus wird am Ende des Zerspanversuchs die Verschleißmarkenbreite in den verschiedenen Fräsersegmenten gemessen und mit den durch die Verschleißprognose berechneten Werten verglichen. Somit kann eine Aussage zur Genauigkeit der Verschleißmarkenbreitenvorhersage getroffen werden. Außerdem ist eine positive Auswirkung auf den Werkzeugverschleiß durch die Bearbeitung eines NC-Programms mit dem erstellten technologischen Modell durchaus realistisch und soll ebenfalls bewertet werden.

### 6.4.1 Gewählte Werkstückgeometrie und Bearbeitungsstrategie

Wie beschrieben, bietet *NCspeed* keine Schnittstelle, um Eingriffsparameter wie Eingriffswinkel oder Schnitttiefe, die während des Programmablaufs erstellt werden, auszugeben. Diese Größen sind somit manuell zu bestimmen. Um dabei den Aufwand zu begrenzen, sind am Versuchswerkstück idealerweise konstante Eingriffsverhältnissen während der gesamten Bearbeitung beizubehalten. Dies steht jedoch im Widerspruch zum Ziel der Untersuchung. Es beinhaltet das Aufzeigen der Vorteile des technologischen Optimierungsprogramms anhand einer Anwendung mit stark variierenden Eingriffsverhältnissen, die im Extremfall zum Werkzeugversagen führen können. Aufgrund dieses Zielkonflikts wurden in Anlehnung an Bearbeitungsbeispiele von komplex geformten Bauteilen aus der Industrie Versuchswerkstücke hergestellt. Hierfür wurde die im Folgenden erläuterte Kombination aus Werkstück und Bearbeitungsstrategie miteinander in Einklang gebracht. Dabei wurde die in **Bild 6.10 A** dargestellte Werkstückform als Versuchswerkstück konstruiert.

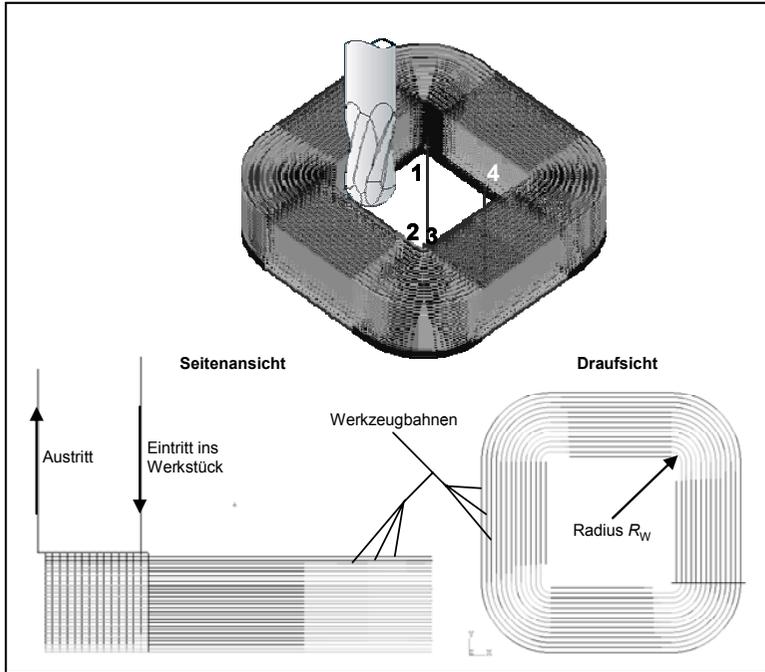
Zur grafischen Darstellung der Vorschubgeschwindigkeiten wird *NCspeed* eingesetzt. Mit *NCspeed* steht dem Anwender ein Bedienwerkzeug zur Verfügung, das die zu einem Teilstück der Werkzeugbahnen zugehörigen Prozessparameter anzeigt [NCS08]. **Bild 6.11** zeigt die durch die technologische Optimierung ausgelegten Vorschubgeschwindigkeiten für die Bearbeitung des Versuchswerkstücks. Die Graustufen stehen für die unterschiedlichen Beträge, die in Kapitel 6.5.1 detailliert behandelt werden. Weiterhin markiert die innere der beiden senkrechten Linien den Ausgangspunkt der Bearbeitung **(1)**. Der Fräser senkt sich von oben auf das Werkstück ab, bis er an einer definierten Stelle die Werkstückkante berührt **(2)**. Unter Durchführung einer zeitgleichen Eintauchbewegung beginnt der Fräser dann, entgegen dem Uhrzeigersinn entlang der Tascheninnenseiten zu fahren. Der Arbeitseingriff ist auf  $a_e = 2 \text{ mm}$  festgelegt. Dieser Bewegungsablauf wird wiederholt, bis sich die Position der Fräterspitze 5 mm unterhalb der Tasche befindet. Von dort steigt er dann senkrecht auf, bis die Anfangsposition erreicht ist **(2)**. Anschließend bewegt er sich in die nun um  $a_e = 2 \text{ mm}$  verschobene Taschenfläche hinein **(3)**. Darauf beginnt der Fräser erneut, unter zeitgleicher Eintauchbewegung entgegen dem Uhrzeigersinn entlang der Taschenflächen zu fahren. Der beschriebene Vorgang wird wiederholt, bis die Bearbeitung abgeschlossen ist **(4)**. Die Ansichten in Bild 6.11 verdeutlichen dies. Bild 6.10 B zeigt das Werkstück nach der Bearbeitung.



**Bild 6.10** Werkstück für die Versuchsdurchführung vor (A, Darstellung mit CAD-Software *SolidEdge*) und nach der Fräsbearbeitung (B, Darstellung mit Software *NCspeed*)

Bezüglich der Wahl des Werkzeugeingriffs ist die durchzuführende Bearbeitung vergleichbar mit einer Vorschlichtbearbeitung. Das gefundene Bearbeitungsprinzip stellt einen Kompromiss dar, um den gegenläufigen Anforderungen gerecht zu werden. Dabei erzeugen die verschiedenen Radien, die durch den Fräser in den Taschenecken eingebracht werden, eine Variation der Eingriffsverhältnisse. Diese wiederholen sich allerdings aufgrund der identischen Radien in

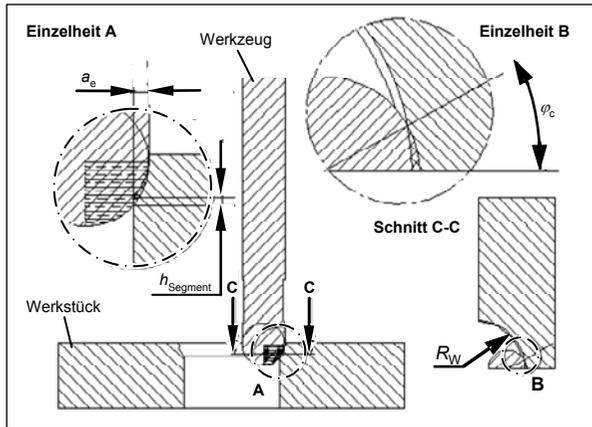
jeder der vier Ecken der Taschen bei jeder Schnitttiefe. Dadurch wird die Anzahl der zu bestimmenden Eingriffsverhältnisse sinnvoll begrenzt.



**Bild 6.11** Bahnkurven der Fräsbearbeitung (Darstellung mit der Software *NCspeed*)

### 6.4.2 Bestimmung der Eingriffsverhältnisse am Versuchswerkstück

Die Ermittlung der Eingriffsverhältnisse erfolgte mit Hilfe der CAD-Software *SolidEdge*. Der Fräser und ein Teilstück des Werkstücks wurden modelliert. Anschließend wurden diese zwei Teilmodelle entsprechend der Bearbeitungsstrategie zueinander positioniert. Durch Erzeugen einer Zeichnungsableitung und Anfertigung von Schnitten durch die Fräsersegmente konnte der Eingriffswinkel vermessen werden (**Bild 6.12**). **Tabelle 6.1** zeigt das Ergebnis der Eingriffswinkelmessung für die während der Bearbeitung in Eingriff kommenden Segmente bei verschiedenen Tascheneckenradien des Werkstücks  $R_W$ .

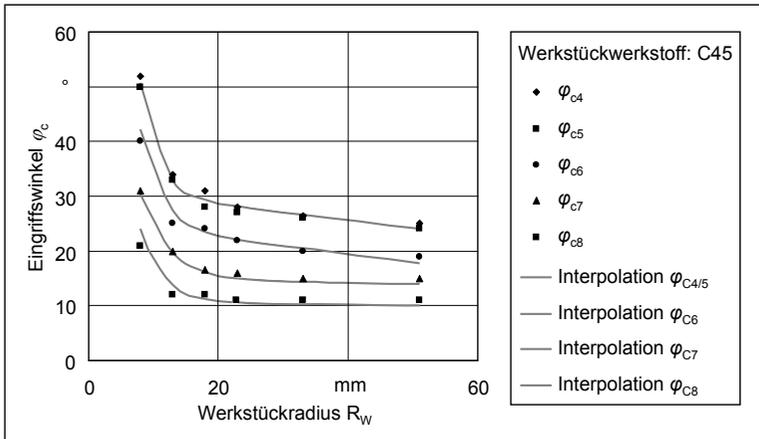


**Bild 6.12** Anordnung zur Bestimmung der Eingriffswinkel

**Tabelle 6.1** Messergebnisse der Eingriffswinkel an den einzelnen Segmenten des Fräsers bei verschiedenen Werkstückradien

Werkstück- radius $R_W$	Segment des Kugelkopfräders				
	4	5	6	7	8
	Eingriffswinkel				
	$\varphi_{c4}$	$\varphi_{c5}$	$\varphi_{c6}$	$\varphi_{c7}$	$\varphi_{c8}$
8 mm	52°	50°	40°	31°	21°
13 mm	34°	33°	25°	20°	12°
18 mm	31°	28°	24°	16,5°	12°
23 mm	28°	27°	22°	16°	11°
33 mm	26,5°	26°	20°	15°	11°
51 mm	25°	24°	19°	15°	11°

Zur Vereinfachung wurden nicht alle vorhandenen Werkstückradien gemessen. Vielmehr sind nur für sechs Radien die Eingriffswinkel vermessen und durch Interpolation des Ergebnisses die noch fehlenden bestimmt worden. **Bild 6.13** stellt den Verlauf der gemessenen Eingriffswinkel in Abhängigkeit des entsprechenden Werkstückradius  $R_W$  grafisch dar. Zur Ermittlung der nicht vermessenen Eingriffswinkel wurden Näherungsfunktionen bestimmt.



**Bild 6.13** Eingriffswinkel an den Fräsersegmenten in Abhängigkeit der Radien am Werkstück

## 6.5 Generierung des NC-Programms aus der Simulation

### 6.5.1 Anwendung des Simulationsprogramms

Für die Versuchsdurchführung wird ein NC-Programm benötigt, das die Steuerbefehle der hier beschriebenen Bearbeitung von C45 enthält. Die zur Erstellung dieses Programms benötigten Informationen können in zwei Gruppen geteilt werden: Zum einen sind die Bahnkurven festzulegen und zum anderen die technologischen Parameter wie Drehzahl und Vorschub einzubeziehen. Die technologischen Parameter werden aus der Ausgabedatei des Hauptprogramms zur Berechnung der Vorschubgeschwindigkeiten eingelesen. Zur Ablaufvorbereitung ist jedoch die Erstellung der Eingabedatei notwendig, welche die Eingriffsinformationen der Bearbeitung enthält. Wegen der hohen Anzahl an Bereichen wird dies mit Hilfe eines weiteren programmierten Skripts durchgeführt. Durch die in **Bild 6.13** dargestellten Näherungsfunktionen können jedem Bereich der Bearbeitung die dort vorliegenden Eingriffswinkel eindeutig zugeordnet werden. Die Abfolge der verschiedenen Bereiche ist aufgrund der für den Versuch gewählten Bearbeitungsstrategie sehr gut systematisierbar. Die Abfolge der Eingriffsverhältnisse während der Bearbeitung kann damit durch wenige Schleifen beschrieben werden.

Die gerade Bewegung entlang einer Taschenseite ist dabei unterteilt in zwei Bereiche mit einer Länge von 4 mm bzw. 45 mm. Der kürzere Bereich befindet sich jeweils vor dem Übergang zum Tascheneckenradius. Er dient dazu, dem Maschinenschlitten die aufgrund der Trägheit seiner bewegten Massen benötigte Zeit zum Einstellen der für die Kurve zulässigen Geschwin-

digkeit zu geben. Die Anpassung der Geschwindigkeit wird erreicht, indem für das betrachtete Teilstück bei der Berechnung der Vorschubgeschwindigkeit die Eingriffsverhältnisse des Taschenradius angenommen werden. Es kann nun die Berechnung der Vorschubgeschwindigkeiten erfolgen.

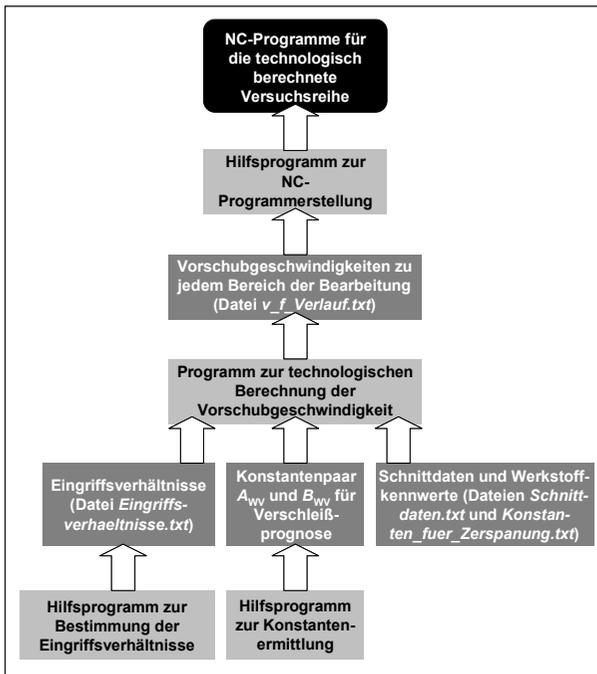
Bei Beginn der Bearbeitung eines neuen Bereichs werden zunächst die eingelesenen Eingriffswinkel ausgegeben. Anschließend erfolgt die Ausgabe der für die einzelnen Fräsersegmente berechneten Kräfte, Vergleichsspannungen und Temperaturen. Da sich die ersten drei Segmente nicht im Eingriff befinden, treten hier keine Kräfte und Spannungen auf. Die angegebene Temperatur von  $\vartheta = 60\text{ °C}$  resultiert aus dem Wert der angenommenen Umgebungstemperatur von  $\vartheta_U = 20\text{ °C}$ . Er wurde bei der Umrechnung von der Temperatur des Schneidenelements auf die Schneidflächentemperatur mit dem Faktor 3 multipliziert. Realistischerweise tritt ein Unterschied zwischen den genannten Temperaturen erst bei Zuführung einer thermischen Leistung auf. Die Temperatur der Schneidfläche sollte, wenn kein Werkzeugeingriff vorliegt und die Schneide nicht bereits aufgeheizt ist, auch gleich der Umgebungstemperatur sein. Dies ist jedoch für die thermische Beanspruchung des Fräasers nicht relevant und soll deshalb trotz der unkorrekten Angabe keine weitere Berücksichtigung finden.

Nach Berechnung der Beanspruchungen der Segmente wird die auf den Fräser wirkende Gesamtkraft und daraufhin die im Schaft wirkenden maximalen Vergleichsspannungen ausgegeben. Anschließend erfolgt die Angabe des berechneten maximalen Zahnvorschubs und der daraus berechneten Vorschubgeschwindigkeit. Als abschließende Betrachtung eines Bereichs wird die Verschleißmarkenbreite für die einzelnen Fräsersegmente angegeben, die für die Bearbeitung aller bisherigen Bereiche einschließlich des aktuell betrachteten erwartet wird. Die Angabe für den letzten Bereich der Bearbeitung stellt folglich die Verschleißprognose der technologischen Berechnung dar.

Nach Durchführung des Zerspanversuchs wird die reale Verschleißmarkenbreite des verwendeten Werkzeugs vermessen werden, um die Genauigkeit der Vorhersage zu prüfen. Um aussagekräftige Ergebnisse zu erhalten, ist es empfehlenswert, dass sich das Werkzeug dazu möglichst schon in einem fortgeschrittenen Verschleißstadium befindet. Andererseits kann nicht vorausgesetzt werden, dass die Vorhersage richtig ist, und somit ist nicht auszuschließen, dass ein Werkzeugbruch aufgrund von unterschätztem Verschleiß provoziert wird. Deshalb soll der Kompromiss realisiert werden, dass die beschriebene Bearbeitung so oft durchgeführt wird, bis die zulässige Verschleißmarkenbreite in guter Näherung mit dem Sicherheitsfaktor 2 erreicht wird. Berechnungen wurden dazu mit dem Hauptprogramm für unterschiedliche Werkstückanzahlen durchgeführt. Dazu ist das Programm zur Ermittlung der Eingriffsverhältnisse jeweils angepasst worden.

Aus den Simulationsergebnissen ist ersichtlich, dass bei einer Anzahl von vier Werkstücken, gleichbedeutend mit vier Wiederholungen der Bearbeitung, in guter Näherung 50 % der zulässigen Verschleißmarkenbreite erreicht werden. Diese Abfolge von vier Teilbearbeitungen wird im Folgenden für C45 mit „Versuchsreihe“ bzw. „Gesamtbearbeitung“ bezeichnet. Bei Inconel 718 beinhaltet eine Versuchsreihe aufgrund des sehr viel höheren Verschleißzuwachses die Bearbeitung von lediglich einem Werkstück. Die Prognoseergebnisse für die technologisch berechnete Versuchsreihe werden zusätzlich in der Datei *Verschleißprognose.txt* abgelegt.

## 6.5.2 Erstellung der NC-Programme



**Bild 6.14** Übersicht zum Zusammenwirken der einzelnen Programmelemente

Als Ergebnis des Programmablaufs zur Vorschubgeschwindigkeitsberechnung liegt neben der Datei *Verschleißprognose.txt* auch die Datei *v\_f\_Verlauf.txt* vor. Mit Hilfe dieser Datei lässt sich nun ein NC-Programm erstellen. Aufgrund der großen Zahl an nötigen NC-Befehlszeilen ist ein manuell erstelltes NC-Programm nur durch eine aufwändige Verwendung von Unterprogrammen möglich. Dabei sind allerdings erhebliche Schwierigkeiten bei der Einbeziehung der Datei *v\_f\_Verlauf.txt* zu erwarten. Außerdem liegt mit dem Hilfsprogramm zur Bestimmung der

Eingriffsverhältnisse ein Basisprogramm vor, das die Abfolge der Bearbeitungsbereiche bereits enthält.

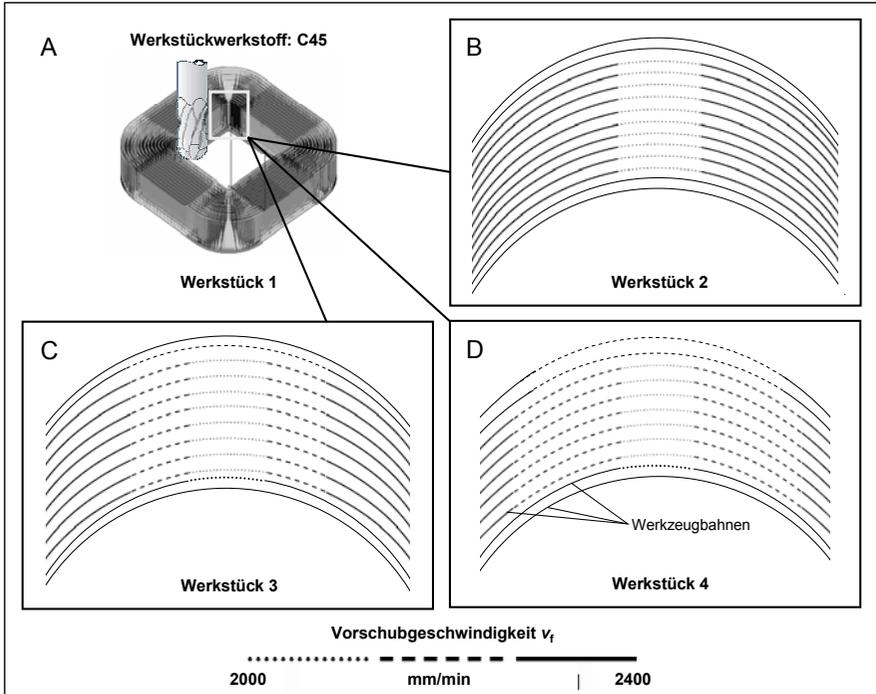
Deshalb wurde zur Erstellung des NC-Programms für den Zerspanversuch ebenfalls ein programmiertes Skript eingesetzt. Als Eingangsdaten wird lediglich die Ausgabedatei des Programms zur technologischen Berechnung der Vorschubgeschwindigkeit benötigt. Damit liegen Angaben bezüglich der Drehzahl und somit bezüglich aller Schnittgeschwindigkeiten für jeden Bereich der Gesamtbearbeitung vor. Die Abfolge der nötigen Bewegungen ist abgesehen von den in den Kurven gefahrenen Radien identisch. Deshalb ist die Erstellung des NC-Programms relativ unkompliziert durch eine geringe Anzahl an Schleifen zu realisieren. Als Programmausgabe werden vier Dateien erzeugt (*nc\_code\_aktuell\_1.txt* bis *nc\_code\_aktuell\_4.txt*), welche die NC-Programme für die vier Teilbearbeitungen enthalten. Das Zusammenwirken der erstellten Programme wird in **Bild 6.14** durch ein Flussdiagramm verdeutlicht.

### 6.5.3 Auswertung der NC-Programme

Zur Überprüfung der erstellten NC-Programme für die aus vier Teilbearbeitungen bestehende Versuchsreihe mit C45 wurden diese mit *NCspeed* simuliert. In **Bild 6.15 A** ist das Werkstück der ersten Teilbearbeitung grafisch dargestellt. Dabei zeigt sich, dass die Vorschubgeschwindigkeiten in den Ecken auf  $v_f = 2000$  mm/min reduziert sind. Die Bahnen außerhalb der Ecken werden mit der maximalen Vorschubgeschwindigkeit von  $v_f = 2400$  mm/min gefräst. Dieser Wert resultiert aus der Begrenzung des Zahnvorschubs. In den Bildern 6.22 B bis D werden die weiteren Werkstücke der Teilbearbeitungen 2 bis 4 grafisch dargestellt. Da eine Vorschuboptimierung jeweils nur in den Ecken stattfindet und diese sich während einer Teilbearbeitung aufgrund der gleichen Eingriffsverhältnisse nicht unterscheiden, wird für die weiteren Erläuterungen nur noch ein Ausschnitt der Bahnkurve dargestellt.

Bild 6.15 B verdeutlicht die in axialer Richtung abnehmende Vorschubgeschwindigkeit je abgefahrterer Werkzeugbahn. Dieser Unterschied ist begründet durch den Eintauchvorgang des Fräasers. Dabei beträgt die Geschwindigkeit zu Beginn noch  $v_f = 2400$  mm/min, da noch nicht genügend Werkzeugbereiche im Eingriff sind, um eine unzulässige Beanspruchung zu überschreiten. Je mehr Fräsersegmente im Eingriff sind, umso stärker wird die Vorschubgeschwindigkeit reduziert. Mit wachsender Eingriffstiefe sinkt diese deshalb von  $v_f = 2400$  mm/min auf  $v_f = 2000$  mm/min. Ab diesem Zeitpunkt befinden sich die Segmente 4 bis 7 im Eingriff. Bearbeitet der Fräser die Bahnen an der Unterkante der Tasche, befindet sich die Fräaserspitze bis zu 5 mm unterhalb des Werkstücks. Infolgedessen sind weniger Segmente im Eingriff und die resultierende Beanspruchung nimmt ab. Die zulässige Vorschubgeschwindigkeit steigt wieder

bis auf  $v_f = 2400$  mm/min an. Aus Bild 6.15 B ist ersichtlich, dass eine Reduzierung der Vorschubgeschwindigkeiten lediglich in den innersten Bereichen der Kurvenradien stattfindet. Dies ist darauf zurückzuführen, dass in weiter außen liegenden Bereichen kleinere Eingriffswinkel und damit auch geringere Prozesskräfte vorliegen.



**Bild 6.15** Ausschnitt der Werkzeugbahnen der ersten (A), zweiten (B), dritten (C) und vierten (D) technologisch berechneten Teilbearbeitung (A: grafische Ausgabe von *NCspeed*; B–D: schematische Darstellung)

Die Bilder 6.22 C und D stellen die dritte und vierte Teilbearbeitung grafisch dar. Die minimale Vorschubgeschwindigkeit der dritten Teilbearbeitung beträgt  $v_f = 1900$  mm/min und die der vierten lediglich  $v_f = 1800$  mm/min, was nur noch 75 % der Geschwindigkeit in unkritischen Bereichen entspricht. Außerdem erfolgt die Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit in einem ausgedehnten Bereich der Kurvenradien. Dies ist auf den zunehmenden Verschleiß zurückzuführen, der zu einem Anstieg der Prozesskräfte führt. Um die zulässigen Vergleichsspannungen nicht zu überschreiten, ist eine entsprechende Verringerung der maximalen Spannungsdicken erforderlich, die das Hauptprogramm anhand der technologischen Berechnung der maximalen realisierbaren Vorschubgeschwindigkeiten durchführt. Weiterhin ist beme-

kenswert, dass der Bereich mit verringerten Vorschubgeschwindigkeiten ebenfalls in, bezogen auf das Werkzeug, axialer Richtung ausgedehnt wurde.

Bei Integration weiterer Teilbearbeitungen in die Versuchsreihe hätte diese Reduktion noch in weiter außen liegenden Bereichen stattgefunden. Da jedoch zwischen dem in den Versuchen maximal zu erreichenden Verschleiß und der einzuhaltenden zulässigen Verschleißmarkenbreite für das Fräs Werkzeug ein Sicherheitsfaktor gewahrt werden sollte, wurde bei der Versuchsdurchführung davon abgesehen. Die beschriebenen Simulationsergebnisse lassen bereits erste Interpretationen zu. Die berechneten Vorschubgeschwindigkeiten erscheinen stimmig und zeigen, dass das Modell zumindest qualitativ richtige Ergebnisse liefert. Ob diese auch unter quantitativen Gesichtspunkten zutreffen, wird durch die im Folgenden beschriebenen Zerspanversuche überprüft.

## 6.6 Durchführung der Zerspanversuche für die Verifikation der Simulation

Der Referenzversuch hat folgende Ziele: Zunächst sind die mit einer technologisch berechneten Bearbeitung erreichbare Hauptzeitreduzierung und der dabei entstehende Werkzeugverschleiß im Vergleich zur Bearbeitung mit einem durch *NCspeed* optimierten NC-Programm zu erfassen. Anhand des gemessenen Werkzeugverschleißes soll darüber hinaus eine Verifikation der Verschleißprognose erfolgen. Die Versuchsdurchführung war vom Prinzip her für beide untersuchten Werkstückwerkstoffe identisch, unterscheidet sich jedoch bezüglich der Prozessparameter, insbesondere des Vorschubwegs, wie in **Tabelle 6.2** angegeben.

Für die Anwendung der Optimierungssoftware *NCspeed* auf die technologisch berechneten NC-Programme wurden die im Folgenden beschriebenen Schritte durchgeführt. Das beschriebene Vorgehen zur Simulation mit der Software *NCspeed* erfolgte in Absprache mit dem Hersteller, um ein optimales Ergebnis zu gewährleisten.

Zunächst verlangt *NCspeed* die Eingabe einer Vorschubgeschwindigkeit, mit der die Bearbeitung, insbesondere in den kritischen Bereichen, erfolgen kann. Aus der technologischen Vorschubbestimmung wurde ermittelt, dass die minimale Vorschubgeschwindigkeit für die vier Teilbearbeitungen  $v_f = 1800$  mm/min beträgt. Dieser Wert wird für die Eingabe der verwendbaren Vorschubgeschwindigkeit verwendet. Die auf der Grundlage dieses Wertes von *NCspeed* vorgeschlagene maximale Vorschubgeschwindigkeit beträgt  $v_f = 2520$  mm/min. Zur Herstellung vergleichbarer Bedingungen wurde dieser Wert manuell auf den in der technologischen Berechnung festgelegten Maximalwert von  $v_f = 2400$  mm/min gesetzt. Dieser stellt einen Grenzwert für unkritische Bereiche dar. Eine Überschreitung ist verbunden mit einer Verringe-

rung der Prozesssicherheit. Deshalb wurde der von *NCspeed* angebotene, um etwa 5 % höhere Wert auf den für noch zulässig erachteten reduziert. Weiterhin ist anzumerken, dass die hier festgelegte maximale Vorschubgeschwindigkeit von  $v_f = 2400$  mm/min sicher noch erhöht werden kann. Abgesehen von den Bereichen in den Taschenecken wurde keine Vorschubreduzierung errechnet. Dies legt den Schluss nahe, dass zumindest in den Bereichen großer Radien oder gerader Bahnen die maximal realisierbare Vorschubgeschwindigkeit nicht ausgereizt wurde. Da aber beim durchzuführenden Zerspanversuch die Überprüfung der Machbarkeit im Vordergrund stand, wurde der gewählte Vorschub beibehalten.

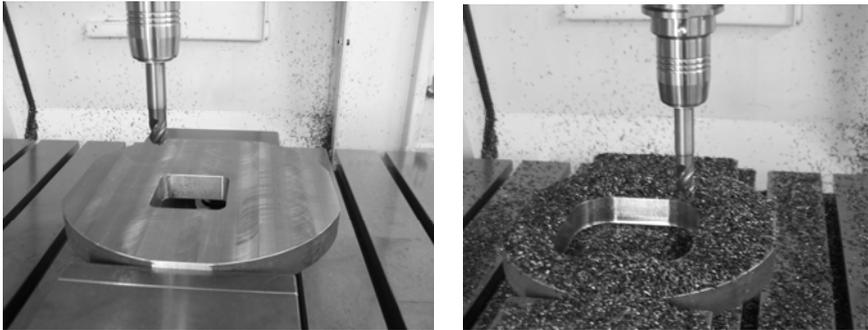
**Tabelle 6.2** In den Zerspanversuchsreihen eingesetzte Prozessparameter

Prozessparameter	C45	Inconel 718
Vorschubgeschwindigkeit $v_f$	1800 mm/min bis 2400 mm/min	100 mm/min bis 200 mm/min
Schnittgeschwindigkeit $v_c$	135 m/min	50 m/min
Schnitttiefe $a_p$	1 mm bis 5 mm	
Arbeitseingriff $a_e$	2 mm bis 3,4 mm	
Werkzeug	Kugelkopfräser, Durchmesser $D = 16$ mm	
Schneidstoff	Hartmetall mit TiAlN-Beschichtung	
Anzahl Teilbearbeitungen bzw. Werkstücke	4	1
Vorschubweg $l_f$	$4 \cdot 110,3 \text{ m} = 441,2 \text{ m}$	3,9 m

Bei der Bearbeitung mit den Vorschubgeschwindigkeiten, wie sie von *NCspeed* vorgeschlagen werden, sind die Vorschubgeschwindigkeiten in den Bereichen mittlerer und großer Kurvenradien stärker reduziert als durch die technologische Optimierung. Da *NCspeed* keine Aussage über den Werkzeugverschleiß treffen kann, wird bei der Simulation der vier technologisch berechneten Teilbearbeitungen aufgrund der gleichen Eingriffsverhältnisse für jede Teilbearbeitung eine identische Optimierung der Vorschübe von *NCspeed* vorgeschlagen. Deshalb erfolgt die Bearbeitung der Referenzversuchsreihe ohne eine Anpassung der Vorschubparameter für die einzelnen Teilbearbeitungen.

Die in den Zerspanversuchen eingesetzten Werkstücke wurden aus Rundmaterial gefertigt und die nach der Zeichnung vorgesehenen Plattenecken deshalb weggelassen. Für die Versuchsdurchführung ergeben sich daraus keine Auswirkungen. Alle Versuche wurden auf dem Fräsbearbeitungszentrum vom Typ *MIKROMAT 10V HSC* (Dresden) durchgeführt. **Bild 6.16** zeigt ein Werkstück aus C45 vor der Bearbeitung und dasselbe Werkstück nach der ersten

Teilbearbeitung mit der über die technologische Berechnung gewonnenen Optimierung. Für alle Teilbearbeitungen der einzelnen Versuchsreihen kam ein Vollhartmetallfräser vom Typ KENNAMETAL *F4AW1600AWX38E320* (USA/Deutschland) zum Einsatz.



**Bild 6.16** Einspannung des Versuchswerkstücks (links) und Versuchswerkstück nach der Bearbeitung (rechts)

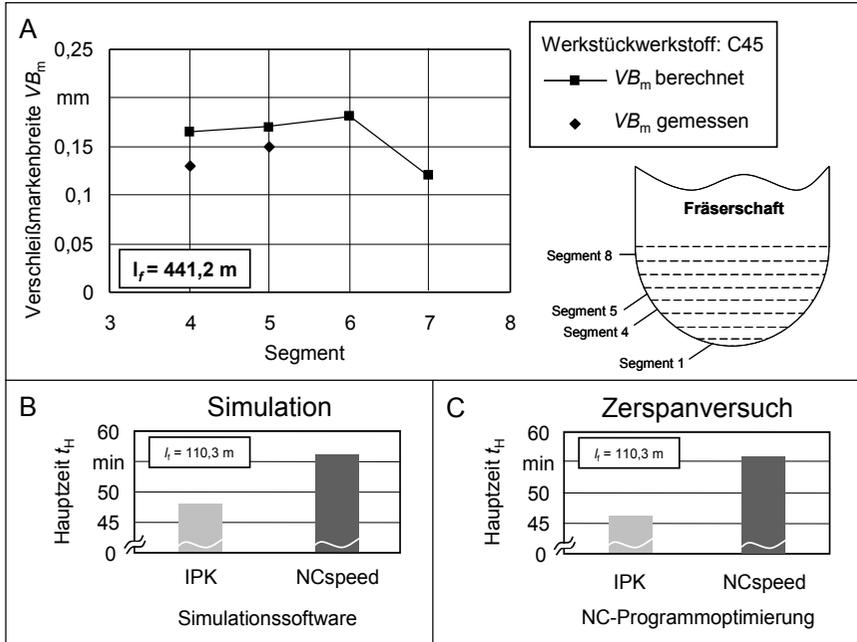
Nach der Durchführung der beiden Versuchsreihen erfolgte die Messung der mittleren Verschleißmarkenbreite an den Schneiden der beiden verwendeten Fräserwerkzeuge. Dazu wurde ein Mikroskop vom Typ WILD *M3Z* (Heerbrugg, Schweiz) verwendet, um die Fräsersegmente jeweils einzeln zu untersuchen. Die Verschleißmarkenbreite wurde an drei Stellen eines Segments an jeweils einer der vier Schneiden gemessen. Aus den gewonnenen zwölf Messwerten für ein Segment wurde die mittlere Verschleißmarkenbreite für das betrachtete Segment berechnet.

## 6.7 Vergleich der Ergebnisse aus Simulationen und Zerspanversuchen

### 6.7.1 Fräsen des Werkstückwerkstoffs C45

In beiden Versuchsreihen ist kein Werkzeugversagen eingetreten. Die am Fräser auftretenden Vergleichsspannungen überschritten nicht die zulässigen Werte. Bezüglich des hervorgerufenen Werkzeugverschleißes unterscheidet sich die technologisch berechnete Versuchsreihe nicht erkennbar von der mit *NCspeed* optimierten Referenzversuchsreihe. Ein Vorteil der technologisch durchgeführten NC-Programmerstellung bezüglich des Werkzeugverschleißes war somit im Zerspanversuch nicht nachweisbar. In **Bild 6.17 A** ist deshalb der gemessene Werkzeugverschleiß beider Versuchsreihen in der mittleren

Verschleißmarkenbreite  $VB_m$  zusammengefasst. Der prognostizierte Verschleiß stimmt mit dem im Zerspanversuch gemessenen in guter Näherung überein.



**Bild 6.17** Vergleich der berechneten und der gemessenen Verschleißmarkenbreite (A) und Hauptzeitvergleich technologisch zu *NCspeed* bei C45 (B und C)

In den Segmenten 1 bis 3 trat kein Verschleiß auf, da diese Segmente aufgrund der Wahl der Bearbeitung nicht im Eingriff waren. Gut erkennbar war die Verschleißmarkenbreite an den Segmenten 4 und 5. Sie konnte mit Hilfe des Mikroskops präzise vermessen werden. Für die Bereiche 6 bis 8 war keine Angabe möglich, da die Schneiden durchgängig mit Aufbauschneiden bedeckt oder durch Schneidkantenausbrüche zerklüftet waren. Dennoch war qualitativ eine Erhöhung der Verschleißmarkenbreite gegenüber der in den Segmenten 4 und 5 erkennbar.

Bild 6.17 B zeigt den Vergleich der simulierten Hauptzeit  $t_H$  der ersten der vier technologisch berechneten Teilbearbeitungen gegenüber der von *NCspeed* optimierten Bearbeitung. Erkennbar ist, dass mit der technologischen Berechnung mittels des vorgestellten Modells eine Zeiteinsparung von 15 % gegenüber der bisherigen Optimierung mit *NCspeed* realisierbar ist. Aufgrund des während der Versuchsdurchführung wachsenden Verschleißes sank die minimale Vorschubgeschwindigkeit bei der technologisch berechneten Versuchsreihe ebenfalls mit

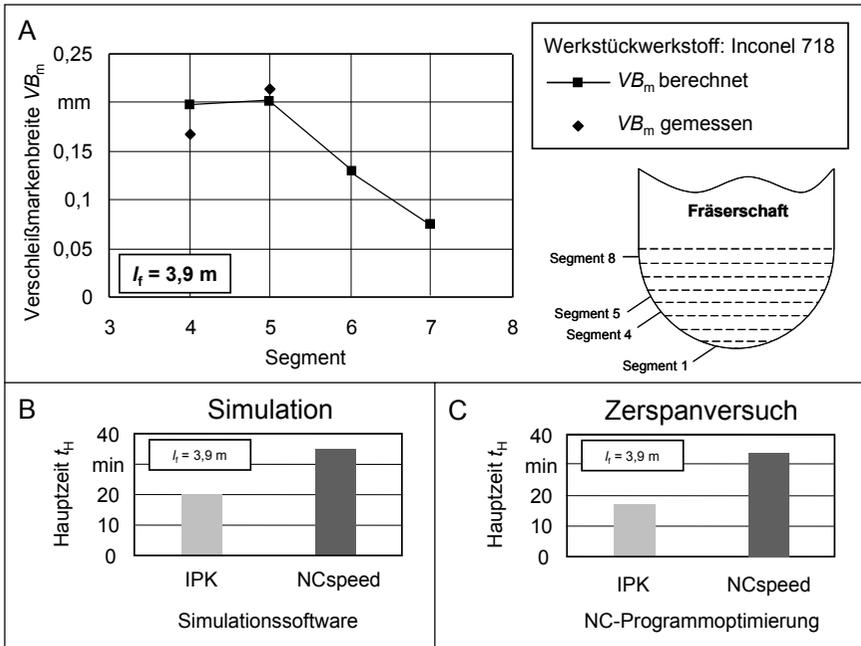
steigender Versuchsnummer ab. Für den vierten Teilversuch lag sie beispielsweise nur noch bei  $v_f = 1800$  mm/min, während sie im ersten Teilversuch noch  $v_f = 2000$  mm/min betrug. Da allerdings eine Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit nur an wenigen Stellen notwendig war, ergaben sich für die Teilversuche 2 bis 4 Hauptzeiten, die nur um wenige Sekunden von der des ersten Teilversuchs abwichen.

Da *NCspeed* den Werkzeugverschleiß nicht berücksichtigt, konnte in den Zerspanversuchen für die Teilbearbeitungen der Referenzversuchsreihe das gleiche mit *NCspeed* optimierte NC-Programm verwendet werden. Folglich sind die Hauptzeiten bei der Bearbeitung der vier Werkstücke der Referenzversuchsreihe identisch. Die Hauptzeiteinsparung bei der technologisch berechneten bezüglich der mit *NCspeed* optimierten Teilversuche beträgt in den Zerspanversuchen jeweils 18 % (Bild 6.17 C). Die Addition der Hauptzeiten für die Teilversuche ergibt eine Gesamthauptzeit für die technologisch berechnete Versuchsreihe von  $t_H = 184$  min und für die mit *NCspeed* optimierte von  $t_H = 223$  min. Es ergibt sich eine Zeitdifferenz von 39 min. Im Verhältnis entspricht dies auch der bereits ermittelten relativen Zeitersparnis von 18 %, die durch die technologische NC-Programmberechnung bezüglich der bisherigen mit *NCspeed* durchgeführten Optimierung realisiert werden konnte.

Der für die Bearbeitung eines Werkstücks zurückzulegende Vorschubweg betrug  $l_f = 110,3$  m. Für die aus vier Teilversuchen bestehenden Versuchsreihen ergibt sich daraus ein Vorschubweg von  $l_f = 441,2$  m. Daraus lässt sich mit Kenntnis der Hauptzeit die mittlere Vorschubgeschwindigkeit berechnen. Für die technologisch berechnete Versuchsreihe erhält man eine durchschnittliche Vorschubgeschwindigkeit von  $v_f = 2398$  mm/min, die nahezu identisch der maximalen von  $v_f = 2400$  mm/min ist. Dagegen besitzt die Referenzversuchsreihe mit  $v_f = 1977$  mm/min im Mittel eine deutlich geringere Vorschubgeschwindigkeit. Entsprechend dem Verhältnis der Hauptzeiten beträgt der relative Unterschied der Vorschubgeschwindigkeiten ebenfalls 18 %.

## 6.7.2 Fräsen des Werkstückwerkstoffs Inconel 718

Das für die Bearbeitung von Inconel 718 generierte NC-Programm wurde im Gegensatz zu dem für die Bearbeitung von C45, ohne weitere Optimierungen bzw. Änderungen auf Basis von Erfahrungswissen übernommen. Die Versuche zeigten zunächst, dass kein Versagen der Fräser auftrat, die zulässigen Werte also nicht überschritten wurden. Allerdings war in den Segmenten 6 bis 8 wiederum starke Aufbauschneidenbildung festzustellen sowie Materialverklebungen zu erkennen. Diese machten eine vollständige Verschleißmessung unmöglich. Auch Segment 5 konnte nur teilweise vermessen werden. Die messbaren Bereiche lagen jedoch in guter Übereinstimmung mit der Prognose, wie in **Bild 6.18 A** ersichtlich.



**Bild 6.18** Vergleich der berechneten und der gemessenen Verschleißmarkenbreite (A) und Hauptzeitvergleich technologisch zu *NCspeed* bei Inconel 718 (B und C)

In den Segmenten 1 bis 3 trat kein Verschleiß auf, da diese aufgrund der Wahl der Bearbeitung nicht im Eingriff waren. Aus Bild 6.18 B und C geht hervor, dass die in der Simulation berechnete wie auch die in Zerspanversuchen gemessene Hauptzeit  $t_H$  der technologischen Optimierung im Vergleich zur Optimierung mit *NCspeed* deutlich kürzer ist.

Es ergab sich eine Reduktion der simulierten Hauptzeit um 43 % sowie der Hauptzeit im Zerspanversuch um 47 %. Die mittlere Vorschubgeschwindigkeit lag bei der Optimierung mit *NCspeed* bei  $v_f = 110$  mm/min. Bei der erweiterten technologischen Optimierung betrug sie  $v_f = 194$  mm/min. Im Vergleich zur Zerspannung von C45E ist eine deutlich erhöhte Differenz der Vorschubgeschwindigkeiten gegeben. Die Differenz kann reduziert werden, wenn die maximale Vorschubgeschwindigkeit vor der NC-Programmoptimierung durch *NCspeed* auf einen höheren Wert gesetzt wird. Dies ist sinnvoll, aufgrund der geringen Vorschubgeschwindigkeiten und dem damit verbundenen größeren Unterschied der zulässigen Zahnvorschübe zwischen Bereichen mit niedrigem und hohem Eingriffswinkel.

## 6.8 Bewertung

Durch die technologische Vorschubgeschwindigkeitsberechnung konnte für die Zerspantung von C45 eine Hauptzeitverringerung um 18 % gegenüber einer mit *NCspeed* optimierten Bearbeitung erreicht werden. Bei der Bearbeitung eines hochwarmfesten Werkstoffs wie der Nickelbasislegierung Inconel 718 konnte darüber hinaus die Hauptzeit um 47 % reduziert werden. Anzumerken ist, dass *NCspeed* eine Hauptzeitverkürzung von maximal 20 % im Vergleich zu einem nicht optimierten NC-Programm verspricht. Dies verdeutlicht das durch die Weiterentwicklung der Simulation mögliche Einsparpotenzial. Die ausbleibende Verschleißverringerung bei Anwendung des technologischen Optimierungsprogramms ist vor diesem Hintergrund zu bewerten. Somit kann es als positiv betrachtet werden, dass sich der Werkzeugverschleiß trotz der Hauptzeitverkürzung nicht erhöht hat.

Ein weiteres Ziel des Zerspanversuchs war es, den berechneten Verschleiß dem gemessenen gegenüber zu stellen. Ausgehend von den Anforderungen in der Praxis weisen die Ergebnisse im vierten und fünften Segment der Schneide eine sehr gute Korrelation auf. Bei der fehlenden Prognosefähigkeit für das siebte und achte Segment sind zwei Ausgangsbedingungen zu berücksichtigen. Einerseits standen für Verschleißversuche mit kleinen Eingriffswinkeln zu wenig auswertbare Versuchsdaten zur Verfügung, um das Verschleißmodell präzise einzustellen. Für diese Bereiche des Fräsers waren somit bereits vor der Versuchsdurchführung geringere Genauigkeiten erwartet worden. Durch Gewinnung einer breiteren Datenbasis wären aber auch in diesen Bereichen ähnlich gute Ergebnisse realisierbar. Andererseits wird der bei C45 und Inconel 718 jeweils erhöhte Verschleiß am siebten und achten Segment auch durch die Bearbeitungsstrategie hervorgerufen worden sein. Die sich wiederholenden Eingriffsverhältnisse beanspruchen die entsprechenden Bereiche der Schneide besonders stark, sodass dort Verschleiß und Schneidkantenausbrüche gefördert wurden.

Generell zeigen die Zerspanversuche jedoch, dass eine ausreichend präzise Vorhersage des Werkzeugverschleißes möglich ist, um Aussagen über die Notwendigkeit eines Werkzeugwechsels treffen zu können. Es ist hervorzuheben, dass der erwartete Nutzen einer solchen Information für Prozesssicherheit, Oberflächenqualität des Werkstücks und Werkzeugkosten bedeutend ist. Die Integration eines Verschleißmodells wie des hier erstellten in am Markt verfügbare Software wie *NCspeed* könnte einen signifikanten Zusatznutzen erzeugen.

## 7 Überprüfung der FEM-Modelle und Bestimmung von Eingangsgrößen für die Prozesssimulation

### 7.1 Ergebnisse der Überprüfung der FEM-Modelle

Auf Grundlage der Untersuchungen zur Modellausschnittsgröße sind Simulationsmodelle für das Drehen und Fräsen, bei denen das Pre- und Postprocessing sowie die Modellausschnittsanpassung automatisiert sind, realisiert worden. Weiterhin wurde bei der Entwicklung der technologischen Vorschubanpassung mit Verschleißprognose deutlich, dass die Prozesssimulation für die Berechnung eine Vielzahl prozessspezifischer Kenngrößen benötigt. Deshalb soll nun die Generierung von Eingangsgrößen für die Prozesssimulation durch die Simulation der Spanbildung mittels FEM gemäß Teilziel 3 vollzogen werden. Zuvor erfolgt jedoch erst ein Funktionstest der FEM-Modelle bei den dafür benötigten Schnittwegen, welche im Vergleich zu den bisher durchgeführten FEM-Simulationen deutlich länger sind.

#### 7.1.1 Modell für die Drehsimulation

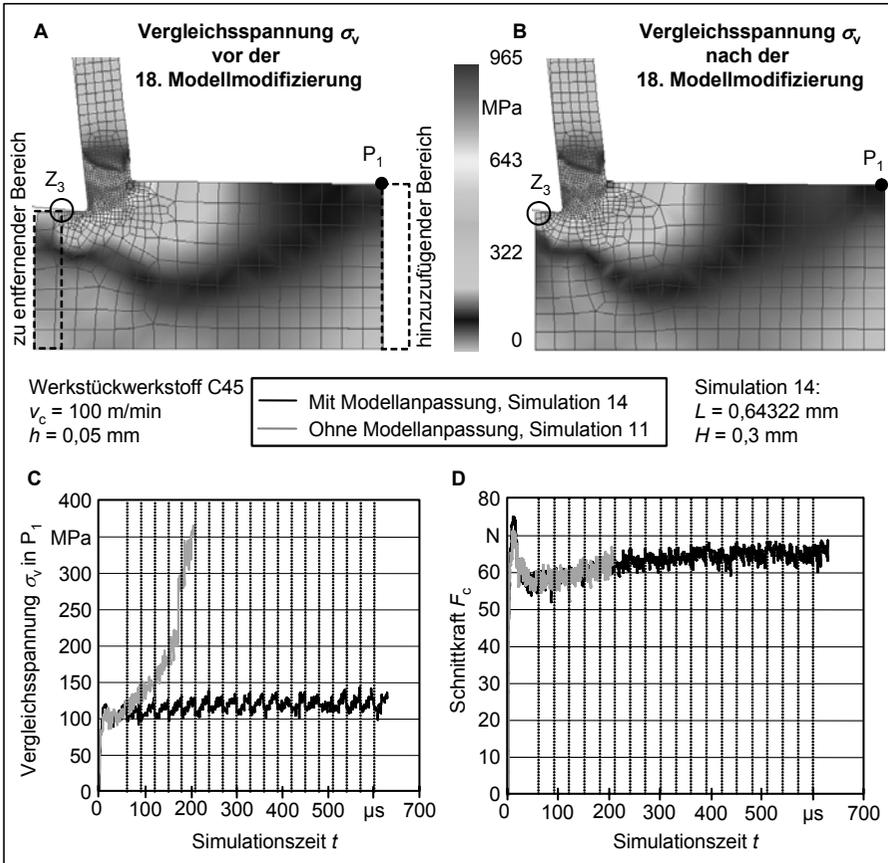
Nach der Entwicklung des Simulationsmodells wurde damit die Simulation 14 mit verlängertem Schnittweg durchgeführt. Die Werkzeugparameter, der Werkstückwerkstoff C45 mit starrplastischem Materialverhalten und die Spannungsdicke  $h = 0,05$  mm sowie die Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 100$  m/min und das Zeitinkrement  $\Delta t = 10^{-7}$  s blieben gegenüber Simulation 11 (vgl. Kapitel 4.2.2) unverändert, um eine Vergleichbarkeit zu gewährleisten. Entsprechend den in **Tabelle 7.1** zusammengefassten optimierten Werkstückabmessungen änderten sich die Modelllänge und -höhe. Die neue Modellgröße ist der alten in Tabelle 7.1 gegenübergestellt.

**Tabelle 7.1** Abmessungen der Werkstücksegmente des alten und neuen Simulationsmodells

Simulation 11 (ohne Modellanpassung)	Simulation 14 (mit Modellanpassung)
$L = 0,6$ mm $H = 0,4$ mm	$L = 0,64322$ mm $H = 0,3$ mm

In Simulation 14 wurde die Geometriemodifizierung 19-mal ausgeführt, wobei jeweils 300 Rechenzeitschritte zwischen den Anpassungen lagen. Dies ermöglichte eine Simulationszeit von 630  $\mu$ s und einen Schnittweg von  $l_c = 1,05$  mm bei insgesamt 6307 Simulationsschritten.

Eine größere Simulationszeit wäre ohne Weiteres möglich gewesen. Die Ergebnisse von Simulation 11 und 14 sind in **Bild 7.1** dargestellt.



**Bild 7.1** Vergleichsspannungsverteilung am Werkstücksegment von Simulation 14 vor der 18. Modifizierung (A) und nach der 18. Modifizierung (B); Vergleichsspannungsverlauf im Punkt  $P_1$  von Simulation 11 und 14 (C) und Verlauf der Schnittkräfte (D)

Bild 7.1 A zeigt die Vergleichsspannung nach von Mises, im Folgenden nur noch Vergleichsspannung genannt, im letzten Simulationsschritt vor der 18. Modellmodifizierung. Daneben ist die Vergleichsspannungsverteilung nach der 18. Modellanpassung abgebildet. Da jedoch nicht jeder Schritt in der Simulationsdatenbank gespeichert wurde, ist der Screenshot von Bild 7.1 B zehn Simulationsschritte später aufgenommen worden.

Die größte Abweichung zwischen den beiden Vergleichsspannungsverteilungen kann in der Zone  $Z_3$  beobachtet werden. Nach dem Entfernen des in Bild 7.1 A markierten Werkstückbereichs steigt in  $Z_3$  die Vergleichsspannung von zuvor 230 MPa auf ungefähr 470 MPa. In den nachfolgenden Simulationsschritten fällt sie dann wieder auf den vorherigen Wert zurück. Dieser Vorgang wiederholt sich bei allen Modellmodifizierungen. Die Veränderung der Elementgröße im Bereich  $Z_3$  kommt vermutlich nicht als Ursache für den Vergleichsspannungsanstieg in Frage, da sich die Elementkantenlänge durch die Geometriemodifizierungen vergrößert. Eine gröbere Elementierung führte bisher zur Glättung von Vergleichsspannungsgradienten und damit niedrigeren Vergleichsspannungen. Als Ursache kann vielmehr die Verschiebung der linken Kante des Werkstückmodells vermutet werden. Sie rückt durch die Modifizierung um 0,05 mm näher an die Spitze des Schneidkeils.

Auswirkungen auf den Schnittkraftverlauf (Bild 7.1 D) werden aus dem Vergleich mit Simulation 11 für  $t < 210 \mu\text{s}$  nicht deutlich. Die Kraftverläufe unterscheiden sich nur geringfügig, was durch die veränderten Modelldimensionen und damit auch leicht unterschiedlichen Elementierungen hervorgerufen worden sein kann. Die Zeitpunkte der Modellmodifizierungen, in Bild 7.1 C und D markiert durch die gepunkteten vertikalen Linien, treten aus dem generell durch Schwankungen gekennzeichneten Kraftverlauf nicht hervor. Darüber hinaus berechnet auch Simulation 14 für  $100 \mu\text{s} \leq t \leq 210 \mu\text{s}$  einen kontinuierlichen Schnittkraftanstieg, wie er für Simulation 11 bereits festgestellt wurde. Allerdings vergrößert sich die Überhöhung  $h^*$  und damit die tatsächliche Spannungsdicke nun langsamer. Analog zu Simulation 11 kann auch hier aus der tatsächlichen Spannungsdicke ein prozentualer Schnittkraftanstieg nach VICTOR und KIENZLE errechnet werden. Bei  $t = 100 \mu\text{s}$  gilt  $h = 0,0513 \text{ mm}$  und bei  $t = 210 \mu\text{s}$  beträgt  $h = 0,0536 \text{ mm}$ .

$$h^{1-m_c} = (0,0513 \text{ mm})^{0,86} = 0,07775 \text{ mm}$$

$$h^{1-m_c} = (0,0536 \text{ mm})^{0,86} = 0,08074 \text{ mm}$$

$$0,08074 \text{ mm} - 0,07775 \text{ mm} = 0,00299 \text{ mm}$$

Aus den Ergebnissen folgt eine theoretische Erhöhung der Schnittkraft von 3,8 % im Vergleich zum Ausgangswert bei  $t = 100 \mu\text{s}$ . Die Simulation weist im betrachteten Zeitraum ausgehend von 59 N einen Anstieg von 2 N bzw. 3,4 % auf und scheint damit den zuvor bestimmten Wert zu bestätigen. Da die prozentualen Anstiegswerte geringfügig unterhalb von denen aus Simulation 11 liegen, wirkt sich das neue Simulationsmodell hier positiv aus. Für den Simulationszeitraum  $210 \mu\text{s} \leq t \leq 370 \mu\text{s}$  erfolgt in Simulation 14 ein weiterer Schnittkraftanstieg von ungefähr 5 %. Danach verbleibt die Schnittkraft auf einem konstanten

Niveau. Für  $t > 370 \mu\text{s}$  erhöht sich auch die tatsächliche Spannungsdicke nicht mehr, sondern schwankt geringfügig um den Wert 0,0550 mm.

Auch aus Bild 7.1 C wird der Fortschritt durch das neue Simulationsmodell deutlich. Während die Vergleichsspannung im Bereich  $Z_3$  von Simulation 11 stetig zunimmt, fällt sie in Simulation 14 nach jeder Modellmodifizierung wieder ab, sodass das mittlere Vergleichsspannungsniveau konstant bei 120 MPa bleibt. Der Vergleichsspannungsabfall wird dadurch hervorgerufen, dass sich der Knotenpunkt  $P_1$  bei jeder Geometrieanpassung um 0,05 mm von der Spitze des Scheidkeils entfernt. Aus dem oben beschriebenen Vergleich geht somit hervor, dass mit den in Simulation 14 verwendeten Parametern die Darstellung größerer Schnittwege durch das neue Simulationsmodell möglich ist.

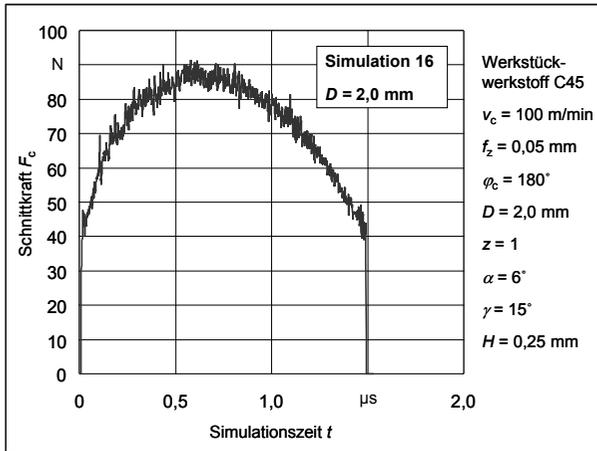
### 7.1.2 Modell für die Fräsimulation

Um die Funktionsfähigkeit der entwickelten Fräsimulation zu überprüfen, wurden Simulationsläufe mit unterschiedlichen Fräserdurchmessern und Spannungsdicken durchgeführt. Die dabei verwendeten Prozess- und Modellparameter sind in **Tabelle 7.2** aufgeführt. Dabei verliefen alle Simulationen stabil, ohne dass ein Abbruch der Berechnung eintrat. Die Rechenzeiten sind zwar in Abhängigkeit des Durchmessers und der damit verbundenen Elementanzahl sehr unterschiedlich, die Rechenzeit beträgt jedoch einen Bruchteil im Vergleich zu der, welche bei 3D-Rechnungen benötigt wird.

**Tabelle 7.2** Prozessparameter für die Fräsimulationen zur Funktionsüberprüfung

Simulation 16	Simulation 17	Simulation 18
$D = 2,0 \text{ mm}$ $H = 0,05 \text{ mm}$	$D = 1,0 \text{ mm}$ $h = 0,15 \text{ mm}$	$D = 10,0 \text{ mm}$ $h = 0,15 \text{ mm}$

**Bild 7.2** zeigt den Schnittkraftverlauf bei der Spannbildung mit einem Werkzeugdurchmesser  $D = 2 \text{ mm}$  und eine Spannungsdicke  $h = 0,05 \text{ mm}$ . Der Eingriffswinkel liegt bei  $\varphi_c = 180^\circ$  und stellt somit ein Umfangs- bzw. Stirnumfangsfräsen dar [DIN8589]. Allerdings ermöglicht dies gute Testbedingungen zur Analyse der Modellgüte, da ein sehr langer Schnittweg zurückgelegt wird. Der Schnittkraftverlauf gibt dabei den mit dem variierenden Spannungsquerschnitt einhergehenden Anstieg und Abfall in sehr guter Näherung wider. Die Schwankungen aufgrund des numerischen Einflusses sind im Vergleich zu den im Weiteren vorgestellten Simulationsergebnissen gering.



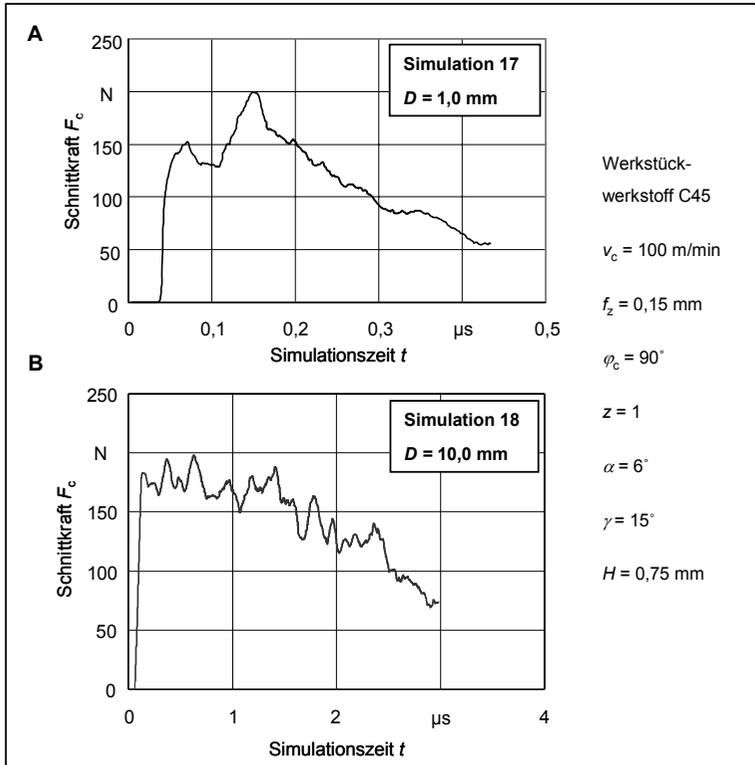
**Bild 7.2** Schnittkraft in Abhängigkeit der Simulationszeit für Simulation 16

Zur Überprüfung der Robustheit des Simulationsmodells wurde bei der nächsten Simulation der Zahnvorschub im Verhältnis zum Werkzeugdurchmesser relativ groß gewählt. Der in **Bild 7.3 A** dargestellte Schnittkraftverlauf entsteht beim Zerspanen mit einem Durchmesser  $D = 1 \text{ mm}$  und einer Spannungsdicke  $h = 0,15 \text{ mm}$ . Der Eingriffswinkel beträgt  $\varphi_c = 90^\circ$ . Der durchgängige Ablauf der Berechnung ohne Abbruch bestätigt die Robustheit des Modells. Allerdings wird die Schnittkraft wegen der zu geringen Größe des Modellausschnitts nicht mehr realitätsgetreu abgebildet. Damit ist die Einsatzgrenze für den im Rahmen dieser Arbeit definierten Modellausschnitt aufgezeigt.

Die für die Berechnung benötigte Zeit liegt hier etwa bei 1 h 45 min. Die Dauer eines kompletten Simulationslaufs erhöht sich jedoch sehr stark mit steigendem Durchmesser. Dies resultiert aus der höheren Elementanzahl und der steigenden Häufigkeit der rechenzeitintensiven Neuvernetzungs Vorgänge. Beispielsweise benötigt eine Simulation mit einem Durchmesser  $D = 5 \text{ mm}$  4000 Elemente im Gegensatz zu 2400 Elementen bei  $D = 1 \text{ mm}$ . Die Neuvernetzung wird im Durchschnitt alle 2,5 Rechenschritte durchgeführt anstatt bei jedem dritten. Dadurch steigt die Berechnungszeit auf etwa 14 h 30 min. Sie ist damit für eine 2D-Simulation zwar vergleichsweise hoch, liegt allerdings immer noch deutlich unter der von 3D-Frässimulationen. Zum Vergleich sei auf die von WIEMANN vorgestellte Simulation mit geringerem Schnittweg und einer Dauer von etwa 50 h verwiesen [WIE05].

Schließlich wurden die Grenzen der Werkzeugmodellgröße betrachtet, innerhalb derer ein stabiler Simulationsablauf gewährleistet ist und sinnvolle Ergebnisse errechnet werden. Diese Grenze ist durch die in *DEFORM-2D* maximal zulässige Elementanzahl von 10000 festgelegt.

Eine Erhöhung der Elementanzahl würde die Modellierung größerer Durchmesser zulassen, jedoch auch die Rechenzeit unverhältnismäßig verlängern. Deshalb ist ein Durchmesser  $D = 10 \text{ mm}$  als maximale Modellgröße anzusehen. Dies wird bei Betrachtung des Schnittkraftverlaufs deutlich (Bild 7.3 B), da die Schwankungen im Vergleich zu der in Bild 7.2 dargestellten Schnittkraftkurve deutlich zunehmen. Trotzdem ist eine Abbildung des Kraftabfalls mit zunehmendem Schnittweg in ausreichender Näherung gegeben.



**Bild 7.3** Schnittkraft in Abhängigkeit der Simulationszeit für Simulationen 17 (A) und 18 (B)

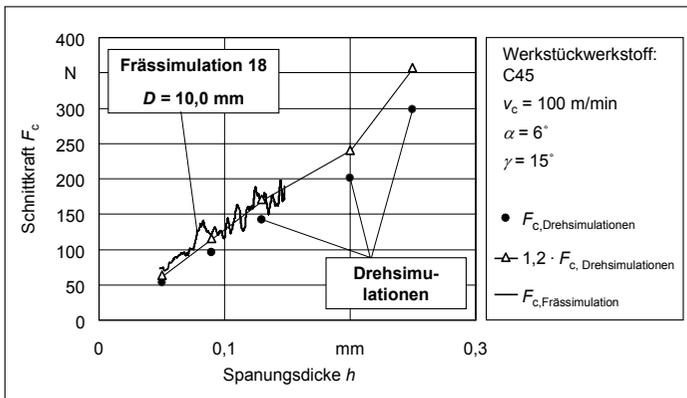
## 7.2 Anwendung der FEM-Simulation für die Bestimmung des Verfahrenskorrekturfaktors der Prozesssimulation

In Kapitel 6.1.2 wurde beschrieben, dass der Korrekturfaktor  $K_{Ver}$ , der den Einfluss des Fertigungsverfahrens widerspiegeln soll, für das Fräsen mit 1,2 bis 1,4 angegeben werden kann [DUB98, Tsc05]. In einer weiteren Quelle wird dagegen mit 0,8 gerechnet [TAB02]. Wegen dieser Diskrepanz wurde der Korrekturfaktor  $K_{Ver}$  bisher nicht berücksichtigt,

stattdessen jedoch eine ausreichende Sicherheit bei der Definition der zulässigen Vergleichsspannungen im Fräterschaft definiert. Um hier weitere Optimierungspotenziale zu erschließen, ist eine genauere Bestimmung von  $K_{Ver}$  sinnvoll. Dies gilt in gleicher Weise für weitere, in Kapitel 6 eingeführte Korrekturfaktoren.

Deshalb sollen anhand  $K_{Ver}$  exemplarisch die Möglichkeiten zur Anwendung der FEM-Spanbildungssimulation aufgezeigt werden. Dazu wurde das Berechnungsergebnis mit einem Durchmesser  $D = 10$  mm den Schnittkräften aus Drehsimulationen bei fünf verschiedenen Spannungsdicken  $h$  gegenübergestellt. Da sich die Spannungsdicke während einer Viertel Schneidenumdrehung des Fräasers von der minimalen bis zur maximalen Spannungsdicke ändert, kann der erhaltene Schnittkraftverlauf mit Ergebnissen aus entsprechenden Drehsimulationen verglichen werden. Aus dem Unterschied beider in Abhängigkeit der Spannungsdicke erhaltenen Kraftverläufe kann der Korrekturfaktor  $K_{Ver}$  bestimmt und mit Werten aus der Literatur verglichen werden.

Das Ergebnis ist in **Bild 7.4** dargestellt. Im Bereich von  $h = 0,05$  mm bis  $h = 0,15$  mm liegt die Schnittkraft aus der Fräsimulation im Durchschnitt um den Faktor 1,17 höher als die aus der Drehsimulation. Damit bildet das entwickelte Fräsmodell das in Zerspanversuchen zu messende, um etwa 20 % höhere Schnittkraftniveau beim Fräsen gegenüber dem Drehen ab. Dies reflektiert das große Potenzial der FEM-Spanbildungssimulation: Sie hilft, die auf höhere Genauigkeit bei weniger detaillierten Modellen zielenden Prozesseinflüsse besser zu verstehen – insbesondere wenn wie in diesem Fall als Eingangsgrößen für die Prozesssimulation sehr unterschiedliche Werte in der Literatur vorliegen.



**Bild 7.4** Simulierte Schnittkräfte in Abhängigkeit der Spannungsdicke zur Bestimmung des Korrekturfaktors  $K_{Ver}$

## 8 Zusammenfassung

Die Simulation des Fräsprozesses ist ein hilfreiches Instrument zur Effizienzsteigerung in der Werkzeugentwicklung und Prozessauslegung. Sie unterstützt die Erhöhung der Wirtschaftlichkeit, gerade bei hohen Zeitspanvolumina im Sinne der HPC-Bearbeitung. Dabei besitzt die FEM-Spanbildungssimulation mit ihrem hohen Detaillierungsgrad für den Werkzeughersteller den größten Nutzen. Die Prozesssimulation auf Basis empirisch-analytischer Berechnungsmodelle ist für den zerspanenden Fertigungsbetrieb durch die kurze Berechnungszeit am sinnvollsten.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde ein zweidimensionales FEM-Modell zur Simulation des Umfangs-, Stirn- und Stirnumfangsfräsens mit großer Eingriffsbreite bzw. großem Eingriffswinkel entwickelt. Darüber hinaus ist eine automatische Modellierung und Ergebnisausgabe realisiert worden. Um die Spanbildung bei großen Eingriffswinkeln in Verbindung mit Werkzeugdurchmessern von bis zu  $D = 10$  mm abzubilden, sind entsprechend lange Zerspanwege zu simulieren. Die automatische Anpassung des Modellausschnitts gewährleistet dies bei im Vergleich zu dreidimensionalen Modellen drastisch verringerten Berechnungszeiten. Außerdem erhöht sie die Ergebnisgüte und Stabilität der Simulation.

Zur Definition der Größe des Modellausschnitts sind zunächst anhand einer Simulation des Drehprozesses zahlreiche Untersuchungen durchgeführt worden. Im Vordergrund standen die Modellhöhe und -breite in Abhängigkeit der Spannungsdicke sowie des Spanwinkels. Somit wurde sichergestellt, dass die berechnete Schnittkraft als maßgebliche Ergebnisgröße nicht durch das verkürzte Modell beeinflusst wird. Nach erfolgreichem Test des Drehmodells wurden die festgelegten Ausschnittsgrößen auf das Fräsmodell übertragen. Hier zeigten sich ebenfalls keine nennenswerten Einflüsse auf die Ergebnisgüte. Schließlich wurden mit verschiedenen Werkzeugdurchmessern und Zahnvorschüben die Robustheit und Grenzen des entwickelten Modells und des automatisierten Simulationsablaufs aufgezeigt.

Weiterhin ist unter Anwendung der Schnittkraftberechnung nach VICTOR und KIENZLE und der Berechnung der Schneidentemperatur mittels thermodynamischer Auswertung ein Modell der Prozesssimulation zur Abbildung der mechanischen und thermischen Werkzeugbeanspruchung realisiert worden. Dieses ermöglicht die Anpassung der Vorschubgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Eingriffsverhältnisse und zulässigen Grenzlasten des Werkzeugs. Außerdem fließen die dafür berechneten Schnittkräfte und Schneidentemperaturen in das differentielle Verschleißmodell nach USUI ein. Dies erlaubt eine Berechnung des Werkzeugverschleißes mit einer für die Zerspanpraxis sehr guten Fehlertoleranz. Die Hauptzeit durch Vorschubanpassung wurde gleichzeitig im Vergleich zu einer am Markt verfügbaren Simulationssoft-

ware um 18 % bei C45 und um 47 % bei Inconel 718 gesenkt. Durch die Prognose des Zeitpunktes, an dem das Standzeitkriterium erreicht ist, lässt sich der Werkzeugwechsel in Bearbeitungsbereiche am Bauteil legen, die bezüglich Oberflächenqualität unkritisch sind. Dies ist insbesondere im Werkzeug- und Formenbau häufig von großer Bedeutung, wenn ein Werkzeug für die Komplettbearbeitung nicht ausreicht.

Schließlich konnte gezeigt werden, dass das FEM-Fräsmo­dell mit Modellanpassung das verfahrenstypische höhere Niveau der Schnittkraft im Vergleich zur Drehbearbeitung wiedergibt. Die bei der Übertragung der Schnittkraftformel nach VICTOR und KIENZLE vom Drehen auf das Fräsen in Tabellenwerken angegebene Erhöhung um 20 % durch die erhöhte Spankrümmung konnte in guter Näherung berechnet werden. Dies zeigt das Potenzial der FEM-Spanbildungssimulation, Eingangsgrößen für empirische und analytische Berechnungsmodelle zur Verwendung in der Prozesssimulation bereitzustellen.

Gerade unter Berücksichtigung der hohen Bedeutung der thermischen Werkzeugbeanspruchung bei der Fräsbearbeitung mit großen Eingriffswinkeln stellt die FEM-Spanbildungssimulation einen vielversprechenden Ansatz dar. So könnten die ertragbaren Grenzlaster mit Hilfe der entwickelten FEM-Spanbildungssimulation analysiert und in der Folge weiter erhöht werden. Die vorgestellte Prozesssimulation wiederum nutzt diese Informationen zur optimalen Ausnutzung des Fräs­werkzeugs zur Minimierung der Hauptzeit. Darüber hinaus ermöglicht sie mit der hinreichend genauen Bestimmung des Zeitpunktes, zu dem das Standzeitkriterium erreicht ist, einen definierten Werkzeugwechsel. Dies kommt bei der Erzielung hoher Oberflächengüten an Bauteilen aus dem Werkzeug- und Formenbau zum Tragen.

## 9 Literatur

- [ABA03] *ABAQUS 5.8 Theory Manual*, Hks, Plymouth, USA, 2003
- [ABA08] *ABAQUS 6.7*, SIMULIA, Providence, USA,  
[http://www.simulia.com/products/abaqus\\_fea.html](http://www.simulia.com/products/abaqus_fea.html), abgerufen: 21.04.2008
- [ADV08] *AdvantEdge 5.1*, THIRD WAVE SYSTEMS, Minneapolis, USA,  
[http://www.thirdwavesys.com/products/advantage\\_edge\\_fem.htm](http://www.thirdwavesys.com/products/advantage_edge_fem.htm), abgerufen: 21.04.2008
- [AHM89] AHMAD, M. M.; DRAPER, W. A.; DERRICOTT, R. T.: An Application of the Finite Element Method to the Prediction of Cutting Tool Performance. In: *International Journal of Machine Tool Manufacturing* 29, 1989, Nr. 2, S. 197–206
- [ALB97] ALBERSMANN, F.; ENSELMANN, A.: Strategien für das Hochgeschwindigkeitsfräsen von Freiformflächen in vergüteten Werkzeugstählen. In: *Begleitband zum VDI-Seminar 33-60-15: Rationalisierungspotenziale in der spanenden Bearbeitung*, Hannover, 16.–17. Oktober 1997
- [ALB99] ALBERSMANN, F.: *Simulationsgestützte Prozessoptimierungen für die HSC-Fräsbearbeitung*. Dissertation, Universität Dortmund, 1999
- [ALD59] ALDER, B.; WAINWRIGHT, T.: Studies in Molecular Dynamics: I. General Method. In: *J. Chem. Phys.*, 31, 2, 1959, S. 459–466
- [ALT94] ALTINTAS, Y.: Direct Adaptive Control of End Milling Process. *International Journal of Machine Tool and Manufacture*, 34, 1994, Nr. 4, S. 461–472
- [ALT00A] ALTAN, T.; HANNAN, D.: Prediction and Elimination of Defects in Cold Forging Using Process Simulation. In: *10<sup>th</sup> Int. Cold Forging Congress*, Stuttgart, 13.–15. September, 2000
- [ALT00B] ALTAN, T.; ÖZEL, T.: Process Simulation Using Finite Element Method – Prediction of Cutting Forces, Tool Stresses and Temperatures in High-speed Flat End Milling. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40, 2000, S. 713–738
- [ALT00C] ALTINTAS, Y.: Modeling Approaches and Software for Predicting the Performance of Milling Operations at MAL-UBC. In: *CIRP Machining Workshop*, University of New South Wales, Sidney, 2000
- [ALT01] ALTINTAS, Y.; ENGIN, S.: *Generalized Modeling of Milling Mechanics and Dynamics: Part I – Helical End Mills*, 2001

- [ALT05] ALTAN, T.: Finite Element Modeling of Hard Machining. R&D Update of Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing (ERC/NSM), The Ohio State University, Columbus, Ohio, USA, Juni 2005, S. 7–12 ([http://nsm.eng.ohio-state.edu/Hard\\_Turning.swf](http://nsm.eng.ohio-state.edu/Hard_Turning.swf))
- [AND02] ANDRAE, P.: Hochleistungserspannung von Aluminiumlegierungen. Dissertation, Universität Hannover, 2002
- [ARA05] ARRAZOLA, P. J.; VILLAR, A.; UGARTE, D.; MESLIN, F.; LE MAÎTRE, F.; MARYA, S.: Serrated Chip Prediction in Numerical Cutting Models. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 115–122
- [ARB07] ARBESMEIER, B.; GRIESBACH, B.; PETZOLD, B.: Durchlaufzeit- und Kostenreduzierung im Werkzeugbau durch digitale Technologien. In: 3D-Erfahrungsforum Innovation im Werkzeug und Formenbau, München, 30.–31. Mai 2007, S. 4/1–9
- [ARM93A] ARMAREGO, E. J. A.; DESHPANDE, N. P.: Force Prediction Models and CAD/CAM Software for Helical Tooth Milling Processes – I Basic Approach and Cutting Analysis. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture, 31, 1993, Nr. 8, S. 1991–2009
- [ARM93B] ARMAREGO, E. J. A.; DESHPANDE, N. P.: Force Prediction Models and CAD/CAM Software for Helical Tooth Milling Processes – II Peripheral Milling Operations. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture, 31, 1993, Nr. 10, S. 2319–2336
- [ARM94A] ARMAREGO, E. J. A.; KARRI, V.; SMITH, A. J. R.: Fundamental Studies of Driven and Self-Propelled Rotary Tool Cutting Processes – I Theoretical Investigations. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture, 34, 1994, Nr. 6, S. 785–801
- [ARM94B] ARMAREGO, E. J. A.; KARRI, V.; SMITH, A. J. R.: Fundamental Studies of Driven and Self-Propelled Rotary Tool Cutting Processes – II Experimental Investigations. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture, 34, 1994, Nr. 6, S. 803–815
- [AST99] ASTAKHOV, V. P.: Metal Cutting Mechanics. CRC Press London, 1999
- [AST04] ASTAKHOV, V. P.; OUTEIRO, J. C.: Modelling of the Contact Stress Distribution at the Tool-chip Interface. In: 7<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Cluny, France, 4.–5. Mai 2004, S. 117–125

- [AUR06] AURICH, J. C.; SUDERMANN, H.; BIL, H.: 3D Finite Element Modeling of Burr Formation in Grinding. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Bled, Slovenia, 11.–12. Mai 2006, S. 449–456
- [BÄK04] BÄKER, M.: Finite Element Simulation of Chip Formation, Shaker Verlag, Aachen, 2004
- [BÄK05] BÄKER, M.: Some Aspects of High Speed Chip Formation. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 101–105
- [BAR86] BARTSCH, S.: Fertigungsrechnungen keramischer Schneidplatten mit der Finite-Elemente-Methode. HGF-Kurzberichte 86/54. In: Industrieanzeiger 108, 1986, Nr. 37/38, S. 43–44
- [BAR04] BARTHELMÄ, F.: Neues aus der Werkzeugforschung. In: 6. Schmalkalder Werkzeugtagung, Schmalkalden, 10.–11. November 2004
- [BEL90] BELACK, J. F.; STOWERS, I. F.: A Molecular Dynamics Model of the Orthogonal Cutting Process. In: ASPE 1990 Annual Meeting, Rochester, New York, 23.–28. September 1990
- [BER89] BER, A.; GOLDBLATT, M.: The Influence of Temperature Gradient on Cutting Tool's Life. In: Annals of the CIRP 38, 1989, Nr. 1, S. 69–73
- [BOU05] BOUZAKIS, K.-D.; FRIDERIKOS, O.; MIRISIDIS, I.; TSIAFIS, I.: Determination of Chip Geometry and Cutting Forces in Gear Hobbing by a FEM-based Simulation of the Cutting Process. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 49 ff.
- [BOW42] BOWDEN, F. P.; TAILOR, D.: Mechanism of Metallic Friction. In: Nature, 150, 1942, S. 197–199
- [BRE07] BRECHER, C.; KLOCKE, F.; WITT, S.; FRANK, P.: Methodology for Coupling a FEA-Based Process Model with a Flexible Multi-Body Simulation of a Machine Tool. In: 10<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Reggio Calabria, Italy, 27.–28. August 2007, S. 453–460
- [BUD95A] BUDAK, E.; ALTINTAS, Y.: Analytical Prediction of Chatter Stability in Milling, Part 1: General Formulation. In: American Society of Mechanical Engineers (ASME), Band 57-1, New York, 1995, S. 545–556

- [BUD95b] BUDAK, E.; ALTINTAS, Y.: Analytical Prediction of Chatter Stability in Milling, Part 2: Application of the General Formulation to Common Milling Systems. In: American Society of Mechanical Engineers (ASME), Band 57-1, New York, 1995, S. 557–565
- [CHU05] CHUKWUJEKWU OKAFOR, A.; OTEKA, A.; ARAMALLA, S.: Finite Element Modeling and Simulation of Residual Stresses, Cutting Forces and Temperature in Orthogonal Machining of Titanium Alloy. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 207–214
- [COL59] COLDING, B. N.: A Three-Dimensional Tool Life Equation – Machining Economics. In: ASME, J. Eng. for Industry, 1959, S. 239–250
- [COL91] COLDING, B. N.: A Tool Temperature/Tool Life Relationship Covering a Wide Range of Cutting Data. In: Annals of CIRP 40(1), 1991, S. 35–40
- [CUT08] *CUTPRO Machining Analysis Simulation Software* 8.0, MANUFACTURING AUTOMATION LABORATORIES INC., Vancouver, Kanada, <http://www.malinc.com>, abgerufen: 21.04.2008
- [DAM90] DAMARITÜRK, H. S.: Temperaturen und Wirkmechanismen beim Hochgeschwindigkeitsfräsen von Stahl. Dissertation TH Darmstadt, Carl Hanser Verlag, 1990
- [DAV91] DAVIS, T. E.: Toward an Extrapolation of the Simulated Annealing Convergence Theory onto the Simple Genetic Algorithm. Dissertation, University of Florida, 1991
- [DEG00] DEGNER, W.; LUTZE, H.; SMEJKAL, E.: Spanende Formung: Theorie, Berechnung, Richtwerte. Carl Hanser Verlag, München/Wien, 2000
- [DEN05] DENKENA, B.; TRACHT, K.; CLAUSEN, M.: Predictability of Milling Forces Based on Specific Cutting Forces. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 259–266
- [DEN06] DENKENA, B.: Hochgeschwindigkeitsspanen metallischer Werkstoffe. Begleitband zum DFG-Abschlusskolloquium, Universität Hannover, 2006
- [DEN07] DENKENA, B.; DE LEON GARCIA, L.; KÖHLER, J.: FEM-Simulation of High Performance Milling. In: 10<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. Reggio Calabria, Italy, 27.–28. August 2007, S. 149–156
- [DIX07] DIX, M.; LEOPOLD, J.: Numerical Investigations of the Burr Formation in Drilling. In: 2<sup>nd</sup> Workshop „Simulation of Machining with *DEFORM*“, Leinfelden-Echterdingen, 8. November 2007

- [DRO74] DROUBI, G.; SADEK, M.: Investigation of Parametric Instability in Milling Simulated by Screw Chasing Operation. In: Proceedings of the 15<sup>th</sup> International Machine Tool Design and Research Conference, Birmingham, 1974, S. 259–265
- [DU01] DU, R.; LIU, Y.; XU, Y.; LI, X.; WONG, Y. S.; HONG, G. S.: Tool Condition Monitoring Using Transition Fuzzy Probability. In: DUDZINSKI, A.; MOLINARI, A.; SCHULZ, H. (Hrsg.): Metal Cutting and High Speed Machining, Metz, France, 2001, S. 225–237
- [DUB98] BEITZ, W.; GROTE, K.-H.: DUBBEL-Taschenbuch für den Maschinenbau. 19. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, 1997
- [ELM01] EL-MAGD, E.; TREPPMANN, C.: Dehnratenabhängige Beschreibung der Fließkurven für erhöhte Temperaturen. In: Zeitschrift für Metallkunde, 92, 2001, S. 888–893
- [FEN94A] FENG, H.-Y.; MENG, C.-H.: The Prediction of Cutting Forces in the Ball End Milling Process-I. Model Formulation and Model Building Procedure. In: International Journal on Machine Tools and Manufacture, 34, 1994, Nr. 5, S. 697–710
- [FEN94B] FENG, H.-Y.; MENG, C.-H.: The Prediction of Cutting Forces in the Ball End Milling Process-II. Cut Geometry Analysis and Model Verification. In: International Journal on Machine Tools and Manufacture, 34, 1994, Nr. 5, S. 711–719
- [FIL05] FILICE, L.; UMBRELLO, D.; MICARI, F.; SETTINERI, L.: A Simple Model for Predicting the Thermal Flow on the Tool in Orthogonal Cutting Process. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 191–198
- [FLE05] FLEISCHER, J.; SCHMIDT, J.; XIE, L.-J.; SCHMIDT, C.; BIESINGER, F.: 2D Tool Wear Estimation Using Finite Element Method. In: 7<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Cluny, France, 4.–5. Mai 2004, S. 201–208
- [FLU04] FLUHRER, J.: *DEFORM-2D* Version 8.1 User's Manual. Scientific Forming Technologies Corporation, 2004
- [FLU05] FLUHRER, J.: *DEFORM-3D* Machining (Turning) Lab. Scientific Forming Technology Corporation (SFTC), Columbus, Ohio, USA, June 2005
- [FON05] FONTAINE, M.; DEVILLEZ, A.; MOUFI, A.; DUDZINSKI, D.: Thermomechanical Modeling of Ball-end Milling Operations. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 379–386
- [FOR01] Formeln und Tabellen, 9. Auflage, Paetec, Ges. für Bildung und Technik, Berlin, 2001, S. 12, 80

- [FOR06] FORTUNATO, A.; MANTEGA, C.; DONATI, L.; TANI, G.: Milling Force Prediction by Means of Analytical Model and 3D FEM simulations. In: 9<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Bled, Slowenia; 11.–12. Mai 2006, S. 211–218
- [FRE05] FREITAG, A.; SOHRMANN, C.; LEOPOLD, J.: Simulation of Burr Formation. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 641–650
- [FRI99] FRIES, E.: Anwendung neuronaler Netze zur Werkzeugverschleißerkennung beim Fräsen. Dissertation Technische Universität Berlin, 1999
- [FRI06] FRIEDHOFF, J.: Simulationsbasierte Prozessoptimierung beim Fräsen komplexer Bauteile. 3D-Erfahrungsforum Innovation im Werkzeug und Formenbau, Berlin, Mai 2006, S. 105–110
- [FRÖ95] FRÖHLICH, P.: FEM-Leitfaden: Einführung und praktischer Einsatz von Finite-Element-Programmen, Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg, 1995
- [FUS99] FUSSELL, B. K.; HEMMETT, J. G.; JERARD, R. B.: Modeling of Five-axis End Mill Cutting Using Axially Discretized Tool Moves. Department of Mechanical Engineering, University of New Hampshire, Durham, NH, USA, In: Proceedings of the 1999 NAMRC Conference, Berkeley, CA, USA, MR99-160, 25.–28. März 1999
- [GER98] GERLOFF, S.: Analyse des Drehens duktiler Werkstoffe mit der Finite-Elemente-Methode, Dissertation Technische Universität Berlin, 1998
- [GER06] GERENT, O.: Hochleistungswerkzeuge und Spanntechnik. In: LMT-Symposium, Oberkochen, Vortrag, 31. März 2006
- [GON05] GONZALO, O.; CERRO, I.; LAMIKIZ, A.; ETXEBERRIA, I.; LÓPEZ DE LACALLE, L. N.; RIVERO, A.: Prediction of Milling Forces from an Oblique Cutting FEM mode. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 635–642
- [GRA06] GRABEC, I.; GOVEKAR, E. (Hrsg.): Proceedings of the 9<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. University of Lubljana, Bled, Slowenia, 11.–12. Mai 2006

- [HAB90] HABIG, K.-H.; MEIER ZU KÖCKER, G.; SKOPP, H.: Möglichkeiten und Grenzen der Simulation des tribologischen Verhaltens von Zerspanwerkzeugen durch Laborprüfverfahren, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) Berlin, GfT-Seminar „Tribologie in der spanenden Formgebung“, Essen, 26. September 1990
- [HAS79] HASTINGS, W. F.; MATHEW, P.; OXLEY, P. L. B.; TAYLOR, J. (HRSG.): 20<sup>th</sup> Int. M.T.D.R. Conf. 1979
- [HOO86] V. HOOK, T.: Real-time Shaded NC Milling Display. In: Proceedings ACM SIGGRAPH Conference, 1986, S. 15–120
- [HUA94] HUANG, Y.; OLIVER, J. H.: NC Milling Error Assessment and Tool Path Correction. In: Proceedings of the 21<sup>st</sup> Annual Conference on Computer Graphics and Interactive Techniques SIGGRAPH '94, ACM Press, New York, 1994, S. 287–294
- [HUI94] HUI, K. C.: Solid Sweeping in Image Space – Application in NC Simulation. In: The Visual Computer 10, 1994, S. 306–316
- [INT07] Interne Dokumentation für die Automatisierung von 2D-Frässimulationen mit *DEFORM-2D*, Fraunhofer IPK, 2007
- [ISO97] ISONO, Y.; TANAKA, T.: Threedimensional Molecular Dynamics Simulation of Atomic Scale Precision Processing Using a Pin Tool. In: JSME Int. J. Ser. A, 40, 3, 1997, S. 211–218
- [JER89] JERAD, R. B.; HUSSAINI, S. Z.; DRYSDALE, R. L.; SCHAUDT, B.: Approximate methods for simulation and verification of numerically controlled machining programs. In: The Visual Computer, 5, 6, 1989, S. 329–348
- [JOH83] JOHNSON, G.; COOK, W.: A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures. In: Proceedings of Seventh International Symposium on Ballistics, The Hague, The Netherlands, April 1983
- [KAH07] KAHNIS, P.; SURMANN, P.: Analysis and Simulation of Cutting Forces in Downscaled Milling Processes. In: 10<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. Reggio Calabria, Italy, 27.–28. August 2007, S. 493–500
- [KAL07] KALISCH, K.: FEM-Beschreibung der Einflüsse der Werkzeuggeometrie bei der Hochgeschwindigkeitszerspanung. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 2007

- [KAM77] KAMM, H.: Beitrag zur Optimierung des MesserkopffräSENS, Dissertation, Universität Karlsruhe, 1977
- [KAM93] KAMALOV, V. S.: Thermal Physics of Metal Cutting at Very High Speeds. In: Vestnik Mashinostroeniya 73, Nr. 5–6, 1993, S. 26–27
- [KAM05] KAMMERMEIER, D.; MYLAVARAM, N.: Zerspanwerkzeuge mit „CLD“ schneller entwickeln. In Werkstatt + Betrieb (WB), 138, Nr. 4, 2005, S. 53–55
- [KAU90] KAUFELD, M.: Zerspankräfte beim FräSEN bestimmen. In: Zeitschrift Werkstatt und Betrieb 123, Carl Hanser Verlag, München, 1990, S. 380
- [KIE52] KIENZLE, O.: Bestimmung von Kräften an Werkzeugmaschinen. Z-VDI 94, 1954, S. 299–305
- [KIE57] KIENZLE, O.; VICTOR, H.: Spezifische Schnittkräfte bei der Metallbearbeitung. In: Werkstofftechnik und Maschinenbau 47, 1957, Nr. H5, S. 224–225
- [KLO01] KLOCKE, F.; RAEDT, H.-W.; HOPPE, S.: 2D-FEM Simulation of Orthogonal High Speed Cutting Process. In: Machining Science and Technology, 5(3), 2001, S. 323–340
- [KLO04] KLOCKE, F.; ESSEL, I.: Basics of HPC and Mechanical and Thermal Characteristics. In: International Conference High Performance Cutting (HPC), Aachen, 19.–20. Oktober 2004
- [KLO05] KLOCKE, F.; FRANK, P.; RISSE, K.; HOPPE, S.: FE-Analysis of Burr Formation and Edge Break-out in Cutting. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 621–632
- [KLO06] KLOCKE, F.; FRANK, P.: Simulation of Tool Wear in Hard Turning. In: 9<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Bled, Slowenia; 11.–12. Mai 2006; S. 499 ff.
- [KNO96] KNOEPEL, D.: Trockenbearbeitung beim HochgeschwindigkeitswalzfräSEN mit beschichteten Hartmetall-Werkzeugen, Dissertation, RWTH Aachen, 1996
- [KOM02] KOMANDURI, R.; RAFF, M.: On the simulation of machining at the atomic scale. In: DUDZINSKI et al., Metal Cutting and High Speed Machining, 2002, S. 1–20
- [KÖN61] KÖNIGSBERGER, F.; SABERWAL, A. J. P.: An Investigation into the Cutting Force Pulsation During Milling Operations. In: Int. J. Mach Tool Des. Res., Vol. 1, S. 15–33

- [KÖN97] KÖNIG, W.; KLOCKE, F.: *Fertigungsverfahren: Drehen, Fräsen, Bohren*. Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg, 1997
- [KÖN98] KÖNIG, H. A.; GRÖLLER, E.: Real Time Simulation and Visualization of NC Milling Processes for Inhomogenous Materials on Low-End Graphics Hardware. In: WOLTERS, F.-E.; PATRIKALAKIS, N. M. (Hrsg.): *Proceedings of CGI '98 (Computer Graphics International)*, IEEE Computer Society, Hannover, Germany, 1998, S. 338–349
- [KRO63] KRONENBERG, M.: *Grundzüge der Zerspanungslehre. Band I, II und III*. Springer-Verlag, Berlin/Göttingen/Heidelberg, 1963
- [KRÜ01] KRÜGER, L.: *Untersuchungen zum Festigkeits-, Verformungs- und Versagensverhalten der Legierung Ti6-22-22S in Abhängigkeit der Temperatur, Dehngeschwindigkeit und Spannungszustand*. Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2001
- [KUN99] KUHNERT, J.: *General Smoothed Particle Hydrodynamics*. Dissertation, Universität Kaiserslautern, Fachbereich Mathematik, 1999
- [KUN00] KUHNERT, J.; TRAMECON, A.; ULLRICH, P.: *Advanced Air Bag Fluid Structure Coupled Simulations Applied to out-of Position Cases*. EUROPAM Conference, ESI Group, Paris, France, 2000
- [KUN02] KUHNERT, J.; TIWARI, S.: A Meshfree Method for Incompressible Fluid Flows with Incorporated Surface Tension, „Meshfree and Particle Based Approaches in Computational Mechanics“. *Revue Europeenne des Elements Finis*, 11, 2002, S. 7–18,
- [KWI07] KWIATKOWSKA, E.; GRZESIK, W.: The Influence of Friction in FEM Simulation of Chip Formation with Coated Grooved Tools. In: *10<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. Reggio Calabria, Italy, 27.–28. August 2007, S. 83–92
- [LAJ80] LAJCZOK, M. R.: *A Study of Some Aspects of Metal Machining Using the Finite Element Method*. Raleigh (USA), North Carolina State University, Department of Mechanical and Aerospace Engineering, Dissertation, 1980
- [LEE51] LEE, E. H.; SHAFFER, B. W.: The Theory of Plasticity Applied to a Problem of Machining. In: *Journal of Applied Mechanics*. Publ. quarterly by the American Society of Mechanical Engineers 18, 1951, Nr. 12, S. 405–413

- [LEO94] LEOPOLD, J.; SCHMIDT, G.: FEM-Modellierung von Schneidplatte mit Plattensitz. In: *dima – Die Maschine*, 1994, Nr. 4, S. 46–49
- [LEO99] LEOPOLD, J.: *Werkzeuge für die Hochgeschwindigkeitsbearbeitung*. Carl Hanser Verlag, München, 1999
- [LEO04] LEOPOLD, J.; NEUGEBAUER, R.: A Finite Element Study of the Effect of Friction on Chip- and Burr-formation in Orthogonal Metal Cutting. In: 7<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Cluny, France; 4.–5. Mai 2004, S. 125–132
- [LEO04A] LEOPOLD, J.; NEUGEBAUER, R.; HÄNLE, P.; SCHWENCK, M.: Influence of Coating-Substrate-Systems on Chip- and Burr-Formation in Precision Manufacturing. In: 7<sup>th</sup> International Conference on Deburring and Surface Finishing, Berkeley, USA, 2004
- [LEU98] LEU, M. C.; LU, F.; BLACKMORE, D.: Simulation of NC Machining with Cutter Deflections by Modeling Deformed Swept Volumes. In: *Annals of the CIRP* 47, 1998, Nr. 1, S. 441–445
- [LIN05] LIN, Z.-C.; HUANG, J.-C.: Molecular Dynamics Combining with Finite Element Deformation Model for Nano-scale Orthogonal Cutting. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 453–462
- [LIA05] LIANGJI, X.: Optimization of Milling Processes with Imbedded Cutting Force Calculation Software. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 65–72
- [LIU84] LIU, C. R.; LIN Z. C.; BARASH, M. M.: Effects of Plane Strain and Plane Stress Conditions on Stress Field in the Workpiece During Machining – An Elasto-Plastic Finite Element Analysis. In: *High Speed Machining – The Winter Annual Meeting of the ASME*, New Orleans, USA, PED 12, 1984, S. 167–180
- [LUT01] VAN LUTTERVELT, C. A.: Towards predictable Performance of Metal Cutting Operations – 50 Years of Efforts by CIRP STC. In: *General CIRP Assembly, Keynote Paper*, 2001
- [LUT98] VAN LUTTERVELT, C. A.; CHILDS, T. H. C.; JAWAHIR, I. S.; KLOCKE, F.; VENUVINOD, P. K.: Present Situation and Future Trends in Modeling of Machining Operations. Progress Report of the CIRP Working Group „Modeling of Machining Operations“, *Annals of the CIRP*, Vol. 47/2, 1998, S. 587–626

- [MAE89] MAEKAWA, K.; OSHIMA, I.; MURATA, R.: Finite Element Analysis of Temperature and Stresses within an Internally Cooled Cutting Tool. In: Bulletin of the Japan Society of Precision Engineering 23, 1989, Nr. 3, S. 243–246
- [MAR95] MARUSICH, T. D.; ORITZ, M.: Modeling and Simulation of High-speed Machining. In: International Journal for Numerical Methods in Engineering 38, 1995, S. 3675–3694
- [MAR02] MARKWORTH, L.; ROHR, I.; HEINRIETZ, A.; GOTTWALD, B.; BRÜCHER, M.; WEGENER, R.; SCHMITT, W.; GÜNTHER, U.; LEOPOLD, J.: Simulation von spanabhebenden Fertigungsverfahren. Unveröffentlichte Studie zur Erschließung neuer Marktsegmente, Fraunhofer-Gesellschaft, München, 2002
- [MAU07] MAUREL, A.; FONTAINE, M.; THIBAUD, S.; MICHEL, G.; GELIN, J. C.: FEM Modeling and Experiments of Milling Performed to Identify 304L Stainless Steel Material Parameters. In: 10<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. Reggio Calabria, Italy, 27.–28. August 2007, S. 373–380
- [MER45] MERCHANT, M. E.: Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. In: Journal of Applied Physics 16, 1945, Nr. 5, S. 267–275
- [MEY05] MEYER, L. W.; HALLE, T.; HERZIG, N.: Determination of Special Material Behaviour and Development of Constitutive Equations for Numerical Simulations of High-speed Cutting Processes. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 131–138
- [MIC07] MICARI, F.; FILICE, L. (Hrsg.): Proceedings of the 10<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. University of Calabria, Reggio Calabria, Italy, 27.–28. August 2007
- [MOI04] MOISON, A.; POULACHON, G. (Hrsg.): Proceedings of the 7<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. ENSAM, Cluny, France, 4.–5. Mai 2004
- [MON07] MONNO, M.; PITTALÀ, G. M.; LINARES, F.: 3D Finite Element Modeling of Milling of Titanium. In: 10<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. Reggio Calabria, Italy, 27.–28. August 2007, S. 103–108
- [MÜL99] MÜLLER, H.; ALBERSMANN, F.; WELLER, F.; ZABEL, A.: Efficient Direct Rendering of Digital Height Fields. In: Proceedings of IFIP TC5/WG5.10 and CSI International Conference on Visual Computing (ICVC '99), Goa, India, 1999

- [MÜL04] MÜLLER, B.: Thermische Analyse des Zerspanens metallischer Werkstoffe bei hohen Schnittgeschwindigkeiten. Dissertation, RWTH Aachen, 2004
- [NCL08] *NClyzer* NC-Simulationssoftware, MVE ENGINEERING, Senden, <http://www.nclyzer.de>, abgerufen: 21.04.2008
- [NCS08] *NCspeed* 5.0 Benutzerhandbuch, FORMTEC GMBH, Bottrop, <https://www.formtec.de>, abgerufen: 21.04.2008
- [NEU05] NEUGEBAUER, R. (Hrsg.): Proceedings of the 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. Fraunhofer IWU, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005
- [OKA06] OKAFUR, A. C.; ARAMALLA, S.: Modeling Cutting Forces in High Speed End-milling of Titanium Alloys Using Finite Element Analysis and Mechanistic Model. In: 9<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Bled, Slowenia, 11.–12. Mai 2006, S. 219–226
- [OKU71] OKUSHIMA, K.; KAKINO Y.: The Residual Stresses Produced by Metal Cutting. In: *Annals of CIRP* 20, 1971, Nr. 1, S. 13 ff.
- [OKU72] OKUSHIMA, K.; KAKINO, Y.: A Study on the Residual Stress Produced by Metal Cutting. In: *Memoirs of Faculty of Engineering, Kyoto University* 34, 1972, Nr. 2, S. 234–248
- [OLS01] OLSCHEWSKI, J.; HAMANN, A.; BENDIG, M.; HAFTAOGLU, C.; NOACK, H.-D.; LÖWE, P.; KOHLHOFF, H.: *Werkstoffmechanik einer Nickelbasislegierung beim Hochgeschwindigkeitsspanen, Werkstoffverhalten und Modellierung – Teil 2*, BAM Berlin, 2001, BAM-V-2.01/3
- [OUT07] OUTEIRO, J. C.; PINA, J. C.; JAWAHIR, I. S.: Experimental and Numerical Analysis of Residual Stresses Produced in Three-dimensional Machining Processes. In: 10<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. Reggio Calabria, Italy, 27.–28. August 2007, S. 333–338
- [OXL74] OXLEY, P. L. B.: Allowing for Strain Rate Effects in the Analysis of Metal Working Processes. In: *Proc. of the Conf. on Mech. Prop. at High Rates of Strain*. Oxford: The Conf. on Mech. Prop. at High Rates of Strain, 1974, S. 359–381
- [OXL89] OXLEY, P. L. B.: *The Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability*. Ellis Horwood Limited, Chichester, 1989

- [OZT05] OZTURK, E.; BUDAK, E.: Modelling of 5-Axis Milling Forces. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 319–327
- [PAU93] PAUKSCH, E.: Zerspantechnik. Vieweg, Braunschweig/Wiesbaden, 1993
- [PIE05] PIENDL, S.; AURICH, J. C., STEINICKE, M.: 3D Finite-Element Simulation of Chip Formation in Turning. In: 8<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.–11. Mai 2005, S. 225–234
- [RAL00] RALL, K.; TAUCHEN, M.; FINDEKLEE, J.: Reduktion der Werkzeugabdrängung beim HSC-Schlichtfräsen. In: VDI-Z Special Werkzeuge Nr. 5, 2000, S. 32–34
- [RIV07] RIVIÈRE-LORPÈVRE, E.; DE ARIZON, J.; FILIPPI, E.; DEHOMBREUX, P.: Cutting Forces Parameters Evaluation in Milling Using Genetic Algorithm. In: 10<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. Reggio Calabria, Italy, 27.–28. August 2007, S. 237–244
- [SAI91] SAITO, J.; TAKAHASHI, T.: NC Machining with G-Buffer Method. In: Computer Graphics, 25, 1991, S. 207–216
- [SAS95] SASAHARA, H.; OBIKAWA, T.; SHIRAKASHI, T.: FEM Analysis of Cutting Sequence Effect on Mechanical Characteristics in Machined Layer. In: Trends and Innovations in Precision Manufacturing Technologies, 22.–24. November 1995, Singapore, S. 581–584
- [SCH89] SCHULZ, H.: Hochgeschwindigkeitsfräsen metallischer und nichtmetallischer Werkstoffe. Carl Hanser Verlag, München/Wien, 1989, S. 34–55
- [SCH98] SCHULZ, H.; KALHÖFER, E.: Zerspanungsparameter mit neuronalen Netzen bestimmen. In: wt Werkstattstechnik 88, 1998
- [SCH06] SCHERMANN, T.; MARSOLEK, J.; SCHMIDT, C.; FLEISCHER, J.: Aspects of the Simulation of a Cutting Process with ABAQUS/Explicit Including the Interaction between the Cutting Process and the Dynamic Behavior of the Machine Tool. In: 9<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Bled, Slovenia, 11.–12. Mai 2006, S. 163–170
- [SHA54] SHAW, M. C.: Metal Cutting Principals. 3. edition, Massachusetts Institute of Technology Publication, Cambridge, 1954

- [SHI05] SHIRGAOKAR, M. et. al.: New Developments in FEM Based Process Simulation to Predict and Eliminate Material Failure in Cold Extrusion. In: International Conference on „Developments in Bulk Forming“, Stuttgart, 30. Mai bis 1. Juni 2005
- [SMI91] SMITH, S.; TLUSTY, J.: An Overview of Modelling and Simulation of the Milling Process. In: Trans. ASME J. Engng Ind. 113, 1991, S. 169–175
- [SMI93] SMITH, S.; TLUSTY, J.: Efficient Simulation Programs for Chatter in Milling. In: Annals of the CIRP 42, 1993, Nr. 1, S. 463–466
- [SÖH03] SÖHNER, J.: Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode, Dissertation, Universität Karlsruhe, 2003
- [SPU96] SPUR, G.; GERLOFF, S.: Modelling the Chip Formation and their Influence on the Marginal Zone of Workpieces by Means of 3D-finite Element Analyses. Production Engineering, Band 3, 1996, Heft 1, S. 11–14
- [STA06] STAUTNER, M.: Simulation und Optimierung der mehrachsigen Fräsbearbeitung. Dissertation, Universität Dortmund, 2006
- [STO06] STOLL, A.; LEOPOLD, J.; NEUGEBAUER, R.: Hybrid Methods for Analyzing Burr Formation in 2D-orthogonal Cutting. In: 9<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Bled, Slovenia, 11.–12. Mai 2006, S. 441–448
- [STR85] STRENKOWSKI, J. S.; CARROLL, J. T.: A Finite Element Model of Orthogonal Metal Cutting. Journal of Engineering for Industry, ASME, New York, Vol. 107, 1985, S. 349–354
- [STR87] STRENKOWSKI, J. S.; MITCHUM, G. L.: An Improved Finite Element Model of Orthogonal Cutting. In: Manufacturing Technology Review, NAMRC XV Proceedings 1987, S. 506–509
- [TAB02] Tabellenbuch Metall, 42. Auflage, EUROPA Verlag, Haan-Gruiten, 2002, S. 274–276
- [TAY07] TAYLOR, F. W.: On the Art of Cutting Metals. In: Transactions ASME 28, 1907, Nr. 1119, S. 31–350
- [THO04] THOMAS, D.: New Milling Solutions to High Performance Cutting HPC. In: International Conference on High Speed Machining, Nanjing, 31.3.–2.4.2004, S. 141–144

- [THO06] THOMAS, D.: Welchen Nutzen bringt HPC wirklich? Eine ganzheitliche Betrachtung des Fräsprozesses. 3D-Erfahrungsforum Innovation im Werkzeug und Formenbau, Berlin, Mai 2006, S. 201–21
- [TAK63] TAKEYAMA, H.; MURATA, T.: Basic investigations on tool wear. In: Journal of engineering for industry, Transactions of the ASME, 1963, S. 33–38
- [TIW01] TIWARI, S.; KUHNERT, J.: A Grid-free Method for Solving Poisson Equations. Berichte des Fraunhofer ITWM, Kaiserslautern, Nr. 25, 2001
- [TIW06] TIWARI, S.; ANTONOV, S.; HIETEL, D.; KUHNERT, J.; OLAWSKY, F.; WEGENER, R.: A Meshfree Method for Simulations of Interactions between Fluids and Flexible Structures, Lecture Notes in Computational Science and Engineering, Vol. 57, (Meshfree Methods for Partial Differential Equations III), M. Griebel, M. A. Schweitzer Eds., Springer-Verlag, 2006, S. 249–264,
- [TIW07] TIWARI, S.; KUHNERT, J.: Modeling of Two-phase Flows with Surface Tension by Finite Pointset Method (FPM), J. of. Comp. and. Appl. Math., 203(2007), 376–386
- [TLU78] TLUSTY, J.; MASOOD, Z.: Chipping and Breakage of Carbide Tools. In: Journal of Engineering for Industry 100, 1978, Nr. 11, S. 403–412
- [TÖN00] TÖNSHOFF, H. K.; ARENDT, C.; BEN AMOR, R.: Cutting of Hardening Steel. In: Annals of the CIRP, 49/2, S. 547–566
- [TÖN04] TÖNSHOFF, K.; DENKENA, B.: Spanen – Grundlagen. 2., erweiterte und neu bearbeitete Auflage, Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg/New York, 2004
- [TRE01] TREPPMANN, C.: Fließverhalten metallischer Werkstoffe bei Hochgeschwindigkeitsbeanspruchung. Shaker Verlag, Aachen, 2001
- [TRU08] *SURFCAM Velocity TrueMill*, CAD/CAM-Software, SURFWARE INC., Westlake Village, USA, <http://www.surfware.com/default.asp?contentID=1>, abgerufen: 21.04.2008
- [TSC05] TSCHÄTSCH, H.: Praxis der Zerspantechnik: Verfahren, Werkzeuge, Berechnung. Vieweg, Wiesbaden, 2005, S. 262 f.
- [TUN06] TUNC L. T.; BUDAK E.; OZTURK E.: Optimization of 5-axis Milling Processes Using Process Models. In: 9<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Bled, Slowenia, 11.–12. Mai 2006, 179–186

- [UHL05A] UHLMANN, E.; WIEMANN, E.; ZETTIER, R.: Untersuchung des Zerspanverhaltens von Inconel 718 – Experimentelle und numerische Untersuchung des Zerspanvorganges beim Drehen von Inconel 718. In: Werkstatttechnik Online Nr. 1/2, Jg. 95, 2005, S. 62–67
- [UHL05B] UHLMANN, E.; ZETTIER, R.: Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Spanbildung beim Hochgeschwindigkeitsspannen einer Nickelbasislegierung. In: TÖNSHOFF, H. K.; HOLLMANN, F. (Hrsg.); Hochgeschwindigkeitsspannen metallischer Werkstoffe, Wiley-VCH, Weinheim, 2005, S. 404–425
- [UHL06A] UHLMANN, E.; MATTES, A.; JOST, P.: Simulation der Zerspanung mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode. In: VDI-Z Nr. 10, 148, Oktober 2006, S. 74–77
- [UHL06B] UHLMANN, E.; MATTES, A.: Spanbildungssimulation bei der Prozessanalyse. In: Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb (ZWF), 101, November 2006, S. 627–631
- [UHL07A] UHLMANN, E.; MATTES, A.: Use of 2D and 3D Machining Simulation for the Design of Chip Breaker Geometries for Diamond Inserts. In: 2<sup>nd</sup> Workshop „Simulation of Machining with *DEFORM*“, Leinfelden-Echterdingen, 8. November 2007
- [UHL07B] UHLMANN, E.; MATTES, A.; GRAF VON DER SCHULENBURG, M.; KUHNERT, J.: Zerspan-simulation mit der Finite-Pointset-Method. In: Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrik-betrieb (ZWF), 102, Dezember 2007, S. 849–852
- [UMB06] UMBRELLO, D.; OUTEIRO, J. C.; M'SAOUBI, R.: Modelling and Validation of the Residual Stresses Induced in Machining AISI 316L Steel. In: 9<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Bled, Slowenia, 11.–12. Mai 2006, S. 467–474
- [UME06] UMER, U.; XIE, L. J.; WANG, X. B.: Modeling the Effect of Tool Edge Preparation by ALE Method. In: 9<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Bled, Slowenia, 11.–12. Mai 2006, S. 525–532
- [URI06] URIARTE, L.; ZATARAIN, M.; BUENO, R.; GONZALO, O.; LOPEZ DE LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.: Identification of the Specific Cutting Force Coefficients for the Mech-anistic Modeling of Micro Milling. In: 9<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Bled, Slowenia, 11.–12. Mai 2006, 227–232
- [Usu78] USUI, E.; SHIRAKASHI, T.; KITAGAWA, T.: Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process. In: ASME, 100, 1978, S. 222–243

- [VIE59] VIeregge, G.: Zerspanung der Eisenwerkstoffe. Stahleisen-Bücher, Bd. 16, Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 1959
- [VER08] *Vericut 6.1, More on OptiPath*, CGTECH, Irvine, USA  
<http://www.cgtech.com/usa/vericut-module-optipath%20%ae>,  
abgerufen: 21.04.2008
- [WAS94] WASSMER, R. A.: Verschleißentwicklung im tribologischen System Fräsen. Forschungsberichte aus dem Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebstechnik der Universität Karlsruhe, 1994, S. 80
- [WEB68] WEBER, H.: Grundlagen der Spanentstehung, Habilitation, Technische Universität Dresden, 1968
- [WES01] WESTHOFF, B.: Modellierungsgrundlagen zur FE-Analyse von HSC-Prozessen. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 2001
- [WEI83] WEISS, S.: Fräsen mit Schneidkeramik, Dissertation, Universität Karlsruhe, 1983
- [WEI96] WEINERT, K.; MÜLLER, H.; FRIEDHOFF, J.: Efficient Discrete Simulation of 3-axis Milling. In: *Product Engineering – Research and Development in Germany*, Annals of WGP (Wissenschaftliche Gesellschaft für Produktionstechnik), Carl Hanser Verlag, München, 1996
- [WEI97] WEINERT, K.; ENSELMANN, A.; ALBERSMANN, F.: Feed-Rate Adaption, Contour-Fault Prediction and Compensation for Optimisation of the HSC-Milling Process. In: *Proceedings of the European Conference on Integration in Manufacturing*, Technische Universität Dresden, 1997, S. 301–312
- [WEI01] WEINERT, K.; GUNTERMANN, G.; STAUTNER, M.: Effiziente Simulation wird möglich. In: *Form und Werkzeug*, Nr. 3, Carl Hanser Verlag, München, 2001, S. 36–38
- [WEI03A] WEINERT, K.; DAMM, P.; SURMANN, T.; KRÜGER, K.: Prediction of Process Forces in 5-axis Milling Processes. In: *Production Engineering – Research and Development*, Annals of the German Academic Society for Production Engineering, X, 2003, 1, S. 139–142
- [WEI03B] WEINERT, K.; SURMANN, T.: Geometric Simulation of the Milling Process of Free Formed Surfaces. In: *Simulation Aided Offline Process Design and Optimization in Manufacturing Sculptured Surfaces*, 27.–28. Januar, Witten, (K. Weinert (Hrsg.)), Eigenverlag ISF, 2003, S. 21–30

- [WER08] Sie möchten Fortschritte? Vertrauen Sie HSS. Firmenschrift der Werkzeugfabrik Königsee (Kennametal), <http://www.werkoe.de/docs/kataloge/HSS-deutsch/5-FRASEN.pdf>, abgerufen: 21.04.2008, S. 19
- [WIE05] WIEMANN, E.: Hochleistungsfräsen von Superlegierungen. Dissertation, Technische Universität Berlin, 2005
- [WU85] WU, D. W.; LIU, C. R.: An Analytical Model for Cutting Dynamics Part 1: Model Building Part 2: Verification. In: Transactions of the ASME 107, 1985, S. 107–118
- [YAN93] YANG, M. Y.; SIM, S. G.: Reduction of Machining Errors by Adjustment of Federates in the Ball-end Milling process. International Journal of Production Research, 31, 1993, Nr. 3, S. 665–689
- [YAZ94] YAZAR, Z.; KOCH, K.-F.; MERRICK, T.; ALTAN, T.: Feed Rate Optimization Based on Cutting Force Calculations in 3-axis Milling of Dies and Molds with Sculptured Surfaces, International Journal on Machine Tools and Manufacture, 34, 1994, Nr. 3, S. 365–377
- [YEN02] YEN, E.; SÖHNER, J.; ALTAN, T.: Estimation of Tool Wear in Metal Cutting with the Finite Element Method. In: 5<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Purdue University, Lafayette, Indiana, USA, 2002
- [YVO04] YVONNET, J.; UMBRELLO, D.; CHINESTA, F.; MICARI, F.: An Inverse Procedure to Determine Heat Flux on the Tool in Orthogonal Cutting. In: 7<sup>th</sup> CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Cluny, France, 4.–5. Mai 2004, S. 157–162
- [ZAB03] ZABEL, A.: Simulationsgestützte Vorhersage des Verschleißverhaltens von Fräs-werkzeugen beim Fräsen von Freiformflächen. Dissertation, Universität Dortmund, 2003
- [ZER87] ZERILLI, F.; ARMSTRONG, W.: Dislocation-mechanics-based Constitutive Relations for Material Dynamics Calculations. In: J. Appl. Phys. 1987, 61, S. 1816
- [ZOR66] ZOREV, N. N.: Metal cutting mechanics. Pergamon Press, 1966

**Normen**

- [DIN6580] Begriffe der Zerspantechnik: Bewegung und Geometrie des Zerspanvorganges, Deutsches Institut für Normung e. V., 1985
- [DIN6581] Begriffe der Zerspantechnik: Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeuges, Deutsches Institut für Normung e. V., 1985
- [DIN6584] Begriffe der Zerspantechnik: Kräfte, Energie, Arbeit, Leistung; Deutsches Institut für Normung e. V., 1982
- [DIN8589] Fertigungsverfahren Spanen - Teil 3: Fräsen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe; Deutsches Institut für Normung e. V., 1982
- [DIN66025] Programmaufbau für numerisch gesteuerte Arbeitsmaschinen: Wegbedingungen und Zusatzfunktionen; Deutsches Institut für Normung e. V., 1988