



**Forschung
aus
dem Institut
für Werkzeugmaschinen
und Betriebstechnik
der
Universität Karlsruhe (TH)**

Herausgeber: o. Prof. Dr.-Ing. H. Weule

Band 118

Jörg Söhner

**Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge
mit Hilfe der Finite-Element-Methode**

Copyright: Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebstechnik
Universität Karlsruhe (TH), 2003

alle Rechte vorbehalten

Druck: Schnelldruck Ernst Grässer, Karlsruhe
Tel.: 0721/61 50 50

ISSN 0724-4967

Vorwort des Herausgebers

Der rasche Fortschritt der Produktionstechnik und der weltweite Wettbewerb um technisch-wirtschaftliche Spitzenpositionen machen einen intensiven Austausch von Wissen und Erfahrung zwischen Universitäten und der Industrie erforderlich. In diesem Sinne soll im Rahmen dieser Schriftenreihe in zwangloser Folge über aktuelle Forschungsergebnisse des Instituts für Werkzeugmaschinen und Betriebstechnik der Universität Karlsruhe (TH) berichtet werden.

Die Forschungsaktivitäten des Instituts umfassen neben der Untersuchung und Optimierung von Bearbeitungsverfahren, Maschinenkomponenten und Fertigungseinrichtungen insbesondere Aufgabenstellungen, die durch Nutzung informationsverarbeitender Systeme eine Verbesserung der Leistungsfähigkeit fertigungstechnischer Einrichtungen und deren informationstechnisch-organisatorische Einbindung in automatisierte Produktionssysteme ermöglichen.

Hartmut Weule

Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Element-Methode

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

von der Fakultät für Maschinenbau
der Universität Karlsruhe (TH)

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Jörg Söhner
aus Speyer

Tag der mündlichen Prüfung 30. April 2003

Hauptreferent Prof. Dr.-Ing. Jürgen Schmidt

Korreferent Prof. Dr.-Ing. Eberhard Abele

Vorwort des Verfassers

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebstechnik der Universität Karlsruhe (TH).

Der kollegialen Institutsleitung, Herrn o. Prof. Dr.-Ing. Hartmut Weule, Herrn o. Prof. Dr.-Ing. Dieter Spath und Herrn Prof. Dr.-Ing. Jürgen Schmidt möchte ich für die fachliche und persönliche Unterstützung während dieser Zeit recht herzlich danken. Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater, Herrn Prof. Dr.-Ing. Jürgen Schmidt, für die Übernahme des Hauptreferats und die mir dadurch zuteil gewordene konstruktive und wertvolle Förderung meiner wissenschaftlichen Arbeit. Herrn Prof. Dr.-Ing. Eberhard Abele danke ich für das der Arbeit entgegengebrachte Interesse und die Übernahme des Korreferats.

Herrn Prof. Taylan Altan möchte ich für die fruchtbare Kooperation und die fachliche Betreuung während meines USA-Aufenthaltes an seinem Institut danken. Weiterer Dank gilt der Deutschen Forschungsgemeinschaft für die im Rahmen dieser Arbeit gewährten Fördermittel.

Einen wesentlichen Beitrag zu meiner Arbeit haben die Techniker, die Werkstattmannschaft sowie die Studenten und Hilfwissenschaftler des Instituts geleistet. Stellvertretend möchte ich mich bei Herrn Michael Heinz, Herrn Klaus Simon und Herrn Friedbert Mathes aus dem Technikerbereich und Herrn Eugene Yen, Herrn Carsten Schmidt und Herrn Anurag Jain aus dem akademischen Kreis bedanken. Mein weiterer Dank gilt auch dem Rechenzentrum, stellvertretend dafür Herrn Dr. Ivan Tzitzelkov und Frau Margit Scheidt. Weiterhin bin ich allen Mitarbeitern des Instituts, die mich in meiner täglichen Arbeit unterstützt haben, zu Dank verpflichtet.

Besonders möchte ich mich bei meinen Eltern bedanken, die durch die Unterstützung meiner Ausbildung den Grundstein dieser Arbeit gelegt haben. Für das Korrekturlesen bedanke ich mich recht herzlich bei Frau Martha Gegenheimer und meiner Ehefrau Eva Söhner.

Neulußheim, April 2003

Jörg Söhner

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Motivation der Zerspanungssimulation	1
1.2	Einflussgrößen auf den Zerspanungsprozess	3
2	Stand der Erkenntnisse	5
2.1	Physikalische Zusammenhänge während der Zerspanung . .	5
2.2	Kompodium der Zerspanungsmodellierung	8
2.2.1	Arten der Modellierung	9
2.3	Aspekte der Modellierung	15
2.3.1	Dynamisches Materialverhalten	15
2.3.2	Wärmeübertragung	20
2.3.3	Reibungsverhältnisse	22
2.3.4	Werkzeugverschleiß	23
2.3.5	Oberflächentopographie und Randzoneneigenschaften	29
2.4	Fazit	36
3	Zielsetzung und Vorgehensweise	37
4	2D-Simulation des Zerspanungsprozesses	40
4.1	Anforderungen an eine Zerspanungssimulation	40
4.2	Aufbau der 2D-Simulation	42
4.3	Selbstkontakt	43
4.4	Automatische Neuvernetzung (adaptive meshing)	45
4.5	Scherspansimulation	45
4.5.1	Scherspanbildung durch Versagenskriterium	46
4.5.2	Scherspanbildung durch thermische Entfestigung . .	47
4.6	Benchmarking	49
4.7	Sensitivitätsanalyse	53
4.8	Verschleißsimulation	59

4.8.1	Motivation der Verschleißsimulation	60
4.8.2	Simulationszyklus zur Berechnung des Verschleißzu- stands	61
4.8.3	Validierung der Verschleißsimulation	71
4.9	Fazit	74
5	3D-Simulation des Stirnplanfräsprozesses	77
5.1	Aufbau der 3D-Simulation	77
5.2	Qualitative Bewertung der 3D-Simulation	79
5.3	Modifikationen der 3D-Simulation	80
5.4	Quantitative Bewertung der 3D-Simulation	84
5.4.1	Berechnung der Schnittkräfte	84
5.4.2	Berechnung der Temperaturen	85
5.4.3	Weitere Berechnungsgrößen	90
5.5	Fazit	91
6	Experimentelle Charakterisierung des Zerspanungsprozesses	93
6.1	Schnittkraftmessungen	93
6.1.1	Dynamische Charakterisierung der Zerspankraftmes- sung	94
6.1.2	Versuchsbeschreibung zur Schnittkraftmessung . . .	101
6.1.3	Ergebnisse der Schnittkraftmessung	103
6.2	Makroskopische Spancharakterisierung	107
6.3	Oberflächencharakterisierung	109
6.4	Temperaturmessung	110
6.4.1	Werkstücktemperatur	110
6.4.2	Werkzeugtemperatur	116
6.5	Fazit	124
7	Zusammenfassung	126
	Literaturverzeichnis	129

Nomenklatur

Abkürzungen

2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
ALE	Arbitrary Lagrangian-Eulerian Method
ERC	Engineering Research Center
FE	Finite-Element
FEM	Finite-Element-Methode
FFT	Fast-Fourier-Transformation
HSC	High Speed Cutting, Hochgeschwindigkeitsbearbeitung
KNN	Künstliche neuronale Netze
VB	Verschleißmarkenbreite
VUMAT	Vectorized User Defined Material
EP	Elastisch-plastisch

Konstanten

α	Proportionalitätskonstante
A	1. Konstante im Verschleißmodell
B	2. Konstante im Verschleißmodell
C_T	Konstante in Taylor-Gleichung
D	Dämpfungskonstante
$\dot{\epsilon}_0$	Geschwindigkeitskonstante
k	Boltzmann-Konstante
λ_{Luft}	Thermische Konduktivität der Luft
n	Konstante in Taylor-Gleichung
R	Gaskonstante

Symbole

α	Freiwinkel	[°]
α_{th}	Wärmeübergangskoeffizient	[W/m ² K]
a_e	Schnittbreite	[mm]
a_p	Schnitttiefe	[mm]
A_Z	Zerspanungsarbeit	[Nm]
b	Spanungsbreite	[mm]
Δd	Knotenverschiebung	[mm]
Δs	Weg einer Fräserumdrehung (Fräserumfang)	[mm]
Δt	Zeitinkrement	[s]
Δ	Aufhärtungstiefe	[μ m]
$\Delta \bar{\varepsilon}^{pl}$	Inkrement der plastischen Vergleichsdehnung	[1]
d_c	Fräserdurchmesser	[mm]
d_i	Verschleißtiefe für Knoten i	[mm]
$\bar{\varepsilon}_f^{pl}$	Versagenskritische Dehnung	[1]
$\dot{\varepsilon}$	Verformungsgeschwindigkeit, Dehnungsrate	[1/s]
$\dot{\varepsilon}_p$	Dehnungsrate in der primären Scherzone	[1/s]
$\dot{\varepsilon}_s$	Dehnungsrate in der sekundären Scherzone	[1/s]
ε	Dehnung	[1]
ε_p	Dehnung in der primären Scherzone	[1]
ε_s	Dehnung in der sekundären Scherzone	[1]
E	Aktivierungsenergie	[J]
f	Vorschub	[mm]
F^*	Äußere Kraftbelastung	[N]
F_C	Schnittkraft	[N]
F_P	Passivkraft	[N]
f_Z	Zahnvorschub	[mm/Zahn]
ΔG	Freie Aktivierungsenthalpie	[J]
ΔG_0	Das Hindernis bestimmende ΔG	[J]
γ	Spanwinkel	[°]
γ_0	Effektiver Spanwinkel	[°]
γ_f	Seitenspanwinkel	[°]

γ_p	Rückenspanwinkel	[°]
G_s	Segmentierungsgrad	[1]
G_{xx}	Hauptfrequenzgang in X-Koordinate	[1]
G_{yy}	Hauptfrequenzgang in Y-Koordinate	[1]
G_{zz}	Hauptfrequenzgang in Z-Koordinate	[1]
h	Spannungsdicke	[mm]
$H(x)$	Härteverlauf	[HV]
H_0	Härte des unverformten Grundwerkstoffs	[HV]
h_{min}	Minimale Spannungsdicke	[mm]
H_m	Maximaler Härtewert	[HV]
h'_{max}	Maximale Spandicke	[mm]
h'_{min}	Minimale Spandicke	[mm]
κ	Einstellwinkel	[°]
KL	Kontaktlänge	[mm]
k_C	Spezifische Schnittkraft	[N/mm ²]
λ	Neigungswinkel	[°]
λ_{th}	Wärmeleitfähigkeit	[W/mK]
l	Kontaktlänge	[mm]
L	Werkzeugstandzeit	[min]
l_{char}	Charakteristische Länge	[mm]
μ_c	Reibungskoeffizient	[1]
Nu	Nusseltzahl	[1]
ω	Schadensparameter	[1]
ϕ	Scherwinkel	[°]
φ	Eingriffswinkel	[°]
Q	Wärmefluß	[J/s]
r_ε	Eckenradius der Schneide	[μ m]
R_a	Arithmetischer Mittenrauhwert	[μ m]
R_t	Rauhheit	[μ m]
R_z	Gemittelte Rauhtiefe	[μ m]
σ_Y	Schubfließspannung	[N/mm ²]
σ	Spannung	[N/mm ²]

Nomenklatur

σ^*	Thermische Fließspannung	[N/mm ²]
σ_N	Normalspannung	[N/mm ²]
σ_S	Schubspannung	[N/mm ²]
σ_{Es}	Eigenspannung	[N/mm ²]
σ_{th}	Temperaturabhängige Grenzspannung	[N/mm ²]
s	Zurückgelegter Weg des Fräasers	[rad]
τ_R	Reibungsschubspannung	[N/mm ²]
ϑ_{max}	Max. Temperatur des Fräsprozesses	[°C]
ϑ_{min}	Min. Temperatur des Fräsprozesses	[°C]
t	Spandicke	[mm]
T	Temperatur, Zerspanungstemperatur	[°C]
T_0	Dehnungsgeschwindigkeitsabhängige Temperatur	[°C]
t_k	Zeitpunkt des Werkzeugeinsatzes	[s]
T_S	Schmelz- bzw. Solidustemperatur	[°C]
t_{LS}	Zeit der Luftschnittphase	[s]
t_S	Zeit der Aufheizphase	[s]
v_C	Schnittgeschwindigkeit	[m/min]
V_S	Spanablaufgeschwindigkeit	[m/min]
\dot{w}	Werkzeugverschleißrate	[mm ³ /mm ² /s]
W	Werkzeugverschleiß	[mm ³ /mm ²]

1 Einleitung

Voraussetzung für industrielles Wachstum und Fortschritt in einer hochentwickelten Technologiegesellschaft sind produktive und wirtschaftliche Fertigungsprozesse, wozu die Kenntnis der optimalen Zerspanungsparameter von Nöten ist. In jahrzehntelanger Forschungsarbeit wurde versucht, durch Entwicklung analytischer und empirisch ermittelter Modelle prädiktive Aussagen über einen Fertigungsprozess anstellen zu können, um damit zum einen die Einfahrzeit bis zur prozesssicheren Gestaltung des Bearbeitungsprozesses herabzusetzen und zum anderen weitere Rationalisierungspotenziale zunächst zu determinieren und durch entsprechende Optimierungsansätze zu nutzen.

Eine vielversprechende Methode zur Abbildung zerspanungstechnologischer Vorgänge bietet die Anwendung der Methode der Finiten Elemente. Ursprünglich in der Strukturmechanik angewandt, lässt sie sich nun durch Weiterentwicklung auch in kinematischen, dynamischen und anderen Anwendungsgebieten einsetzen, wodurch sich ein weites Spektrum der Finiten-Element-Methode (FEM) für die Anwendung in der Zerspanungstechnologie aufzeigt [SS02].

1.1 Motivation der Zerspanungssimulation

Ziel der Zerspanungssimulation ist die Diskretisierung von zerspanungstechnologischen Vorgängen mit modernen Rechnern, wodurch die Grundlage zur industriellen Anwendung erreicht wird, die eine Substitution von zeit- und kostenintensiven Zerspanungsversuchen ermöglicht. Mit Hilfe der Simulationsmodelle kann anschließend eine Optimierung der Bearbeitungsprozesse hinsichtlich folgender Punkte, die in Abbildung 1.1 nochmal verdeutlicht sind, erfolgen.

Spanbildungssimulation:

Kenntnis des Spanprozesses = $f(v_c, f_z, a_p, a_e, WSS, WKZ)$

- z.B. Fließspanunterbrechung

Gratbildungssimulation:

- Vermeidung Gratbildung durch Wahl Zerspanparameter
=> Bearbeitungsqualität, Wirtschaftlichkeit, Personenschutz

Zerspanvolumenoptimierung:

- unter Berücksichtigung von Verschleiß

Werkzeug- / Werkstückbelastungsanalysen:

Ermittlung von experimentell schwer zugänglichen Daten

- Temperatur
- Zerspankräfte/Spannungen

Einfluss auf Verschleiß => Bearbeitungsqualität, Wirtschaftlichkeit, Prozesssicherheit, ...

Werkstoffdesign:

Zerspanbarkeitsbetrachtungen durch Variation von Legierungsanteilen

- ▶ ohne experimentellen Aufwand, Produktionsunterbrechung

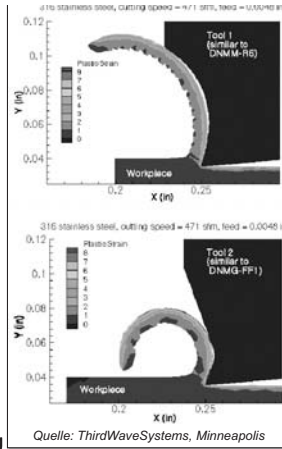


Abbildung 1.1: Motivation der Zerspanungssimulation

Mit Hilfe der FEM lassen sich Spanbildungsprozesse abbilden, wodurch eine Vorhersage der Spanform realisiert werden kann. Damit lässt sich beispielsweise die Fließspanbildung, die gegebenenfalls einen negativen Einfluss auf die Prozesssicherheit eines Bearbeitungsprozesses haben kann, verhindern, indem durch konstruktive Änderung der Schneidengeometrie oder Anbringung von sog. Spanleitstufen kürzere Späne eingestellt werden können [MO95]. Die Gratbildung, die einen entscheidenden Einfluss auf die Wirtschaftlichkeit eines Bearbeitungsprozesses hat, ist auch für komplexe Bearbeitungskinematen, wie z. B. beim Bohren, simulierbar [MDKS01]. Hauptmotivationspunkt ist sicherlich das Optimieren des Zeitspanvolumens. Dabei werden die optimalen Zerspanungsparameter durch simulative Vorgehensweise ermittelt, die zu einem Maximum des Zeitspanvolumens führen, jedoch unter Berücksichtigung wirtschaftlicher Aspekte, wie z. B. der Verschleißbildung des Werkzeuges durch zu hohe Belastungen an der Werkzeugschneide, um einen Anstieg der Werkzeugkosten zu vermeiden. Ebenso ist das Bearbeitungsergebnis (Oberflächenqualität) zu beobachten und die Kriterien einzuhalten. Mit Hilfe der Zerspanungssimulation lassen sich Prozessgrößen, wie sie auch messtechnisch zu ermitteln sind, bestimmen. Dabei

ergeben sich jedoch durch die getrennte Betrachtungsweise unterschiedliche Auswertungsmöglichkeiten, die wiederum für eine Optimierung des Bearbeitungsprozesses genutzt werden können. So sind zum einen thermische und mechanische Belastungen im Werkzeug, zum anderen aber auch die Belastungen im Werkstück berechenbar. Durch die Variation der Materialeigenschaften sind Aussagen über die Zerspanbarkeit der verschiedenen Materialien möglich, ohne dafür, und das gilt für alle Motivationspunkte, einen zusätzlichen experimentellen Aufwand zu betreiben, der oftmals durch fehlende Forschungskapazitäten zu Engpässen oder Verlusten in den Produktionseinheiten führen kann.

All diese nützlichen Informationen, die aus der Simulation zu ermitteln sind, erweitern die Charakterisierung des Zerspanungsprozesses und führen zu einem besseren Verständnis. Damit wird die Basis für eine ganzheitliche Optimierung eines Bearbeitungsprozesses im Rechner geschaffen. Die Simulation verlagert den Wunsch nach ganzheitlicher Prozesscharakterisierung vom experimentellen Versuchsfeld in die virtuelle Fertigungswelt im Computer.

1.2 Einflussgrößen auf den Zerspanungsprozess

Zur Optimierung von Zerspanungsprozessen ist die genaue Kenntnis der Einflussfaktoren auf den Bearbeitungsprozess notwendig (vgl. Abbildung 1.2). So haben die physikalisch-chemischen Materialeigenschaften einen entscheidenden Einfluss auf die Zerspanbarkeit des Werkstoffs [SS01, HGLM96] und somit auf die Zerspanungsgrößen, wie Kräfte und Temperaturen, die den Verschleiß unmittelbar beeinflussen. Verwendete Kühlschmierstoffe oder die Minimalmengen-Technologie verändern die Reibungs- und Kühlungsverhältnisse im Schnittstellenbereich der Schneide und des Werkstoffs (Wirkstelle) [SW96, BRM⁺95, Wal98]. Dritter Parameter im tribologischen Zerspanungssystem ist das Werkzeug, welches durch den Schneidstoff, durch seine Schneidengeometrie und durch die Beschichtungstechnologie entscheidend verändert werden kann [SW96]. Nicht zu vernachlässigen ist der Einfluss der Maschinensteifigkeit und -dynamik, die durch die Maschinenkonstruktion gegeben ist. Einbegriffen sind auch die Spannmittel, die die direkte Schnittstelle zwischen Werkstück und Maschine darstellen [Sch96, SS, SS96].

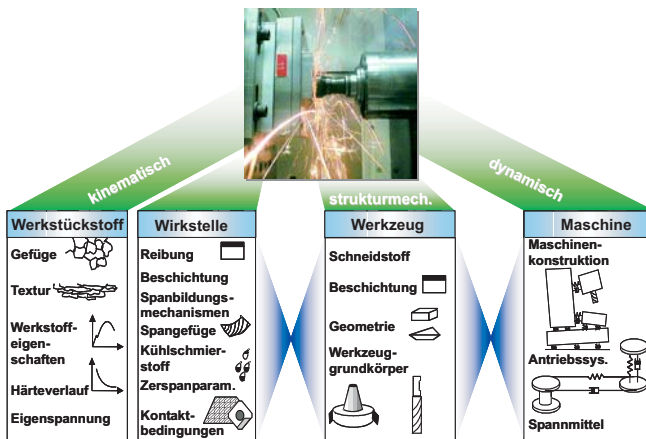


Abbildung 1.2: Einflussgrößen auf den Zerspanungsprozess

Zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge lassen sich drei Grundtypen der Finite-Element-Methode zur Abbildung der Einflussgrößen auf den Zerspanungsprozess anwenden. Mit einer kinematischen Zerspanungssimulation sind die Haupteinflussgrößen Werkstückstoff und Wirkstelle abgebildet. Die strukturmechanische Belastungsanalyse eines Fräswerkzeugs bildet die Grundlage zur Werkzeugcharakterisierung. Dynamische Maschineneigenschaften und deren Komponenten lassen sich mit einer dynamischen Simulation charakterisieren (vgl. Abbildung 1.2).

Die Vision der Zerspanungssimulation in heutigen Forschungsarbeiten sollte die ganzheitliche Betrachtung von Fertigungsprozessen durch Simulation mit Hilfe der Finite-Element-Methode beinhalten. Dazu sind nach Bildung der drei Grundlagensimulationsmodelle die Schnittstellen und somit die Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Simulationsarten und Einflussgrößen zu bestimmen, um die Basis zur ganzheitlichen Prozesssimulation zu schaffen.

Inhalt dieser Arbeit ist die Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge, vor dem Hintergrund einer industriellen Applikation mit möglichst genauer Realitätstreue und einer angemessenen Berechnungsdauer. Dazu konzentrieren sich die weiteren Betrachtungen der Arbeiten auf die kinematische Zerspanungssimulation.

2 Stand der Erkenntnisse

2.1 Physikalische Zusammenhänge während der Zerspanung

Während des Kontakts des Fräswerkzeugs mit dem Werkstück in der Schnittphase kommt es zur Oberflächen- und Volumenbeanspruchung der kontaktierenden Partner.

Aus den vom Eingriffswinkel φ abhängigen Zerspankräften resultiert eine innere Biegewechselbeanspruchung des Fräswerkzeugs, die an den Oberflächen maximal ist. An den beiden Reibungszonen, der Span- und der Freifläche, wirken jeweils Normalkraftverteilungen und durch lokal und temporär gültige Reibungskoeffizienten bestimmte Reibungskraftverteilungen, die auf den Oberflächen des Schneidkeils Scherspannungen induzieren, die sich der Biegewechselbeanspruchung überlagern.

Aufgrund des periodischen Schneidenein- und -austritts in bzw. aus dem Schnitt müssen beim Fräsen zusätzlich Ein- und Austrittsstöße berücksichtigt werden, da sie einen großen Einfluss auf das Werkzeugstandzeitverhalten haben.

Während der Schnittphase, auch Aufheizphase genannt, muss durch Aufbringen einer Zerspanungsarbeit der Zerspanungswiderstand des Werkstückstoffs überwunden werden. In Abbildung 2.1 sind die Gebiete der Energieumsetzung beim Fräsen sowie die Mechanismen der Wärmeübertragung während der Aufheiz- und Abkühlphase schematisch dargestellt.

Die Zerspanungsarbeit wird durch (vgl. Abbildung 2.1(a)):

- plastische Verformungsarbeit in der primären Deformationszone (1)
- Trennarbeit vor der Schneidkante des Werkzeugs (2)

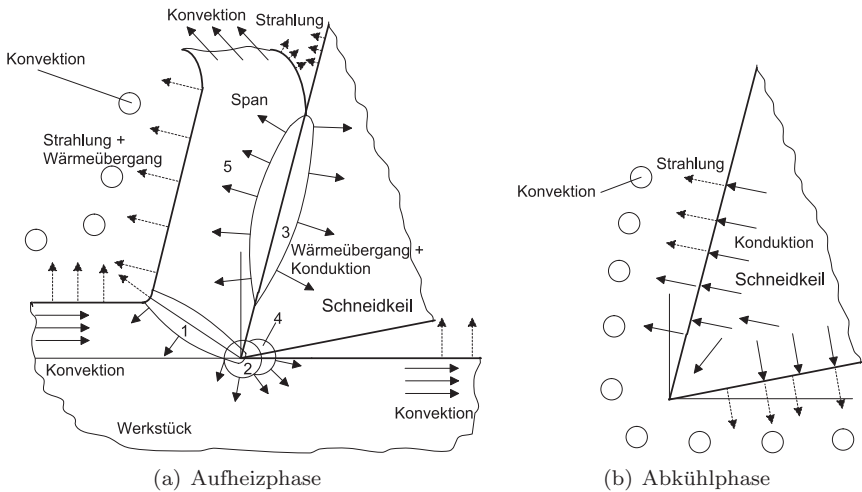


Abbildung 2.1: Wärmeübertragung durch Aufheiz- und Abkühlvorgänge beim unterbrochenen Schnitt

- äußere Reibung zwischen Span und Spanfläche in der sekundären Deformationszone(3) sowie zwischen Werkstück und Freifläche in der tertiären Deformationszone (4)
- äußere und innere Reibung des ablaufenden Spans (5)

größtenteils in Wärme und zu einem geringen Prozentsatz in latente Energie im Span, Werkstück und Werkzeug umgewandelt. Die latente Energie setzt sich aus Anteilen kinetischer Energie zur Spanbeschleunigung, aus Anteilen für Eigenspannungsänderungen des Werkstückstoffs sowie aus chemischen, elektrischen und durch plastische Formänderungen im Werkstückstoff gebundenen Anteilen zusammen [Kno96]. Bei der Umwandlung der eingebrachten Zerspanungsenergie in Wärme kann der Zerspanungsprozess als adiabatischer Vorgang betrachtet werden. Diese Annahme ist nach KRAUSE [Kra62] bereits bei relativ langsamen Formänderungsvorgängen (Umformen) und erst recht bei der Bearbeitung mit sehr hohen Schnittgeschwindigkeiten, wie sie beispielsweise bei der Hochgeschwindigkeitszerspanung vorherrschen, zulässig.

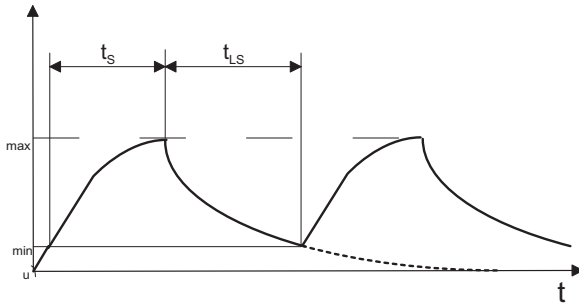


Abbildung 2.2: Temperaturverlauf beim unterbrochenen Schnitt (schematisch)

Die in den einzelnen Entstehungszonen anfallenden Wärmemengen werden durch folgende Wärmeübertragungsmechanismen abgeleitet (Abbildung 2.1(a)):

- *Konduktion* innerhalb von Werkstück (1, 2, 4), Werkzeug (3) und Span (5). Sie ist durch die temperatur- und werkstoffabhängige Wärmeleitfähigkeit λ_{th} quantitativ beschreibbar.
- *Wärmeübergang* zwischen zwei sich berührenden Festkörpern (Span-Werkzeug, Werkstück-Werkzeug) bzw. zwischen einem Festkörper und einem angrenzenden Fluid (Umgebungsluft, Kühlschmierstoff, Minimalmenge). Er ist durch den Wärmeübergangskoeffizienten α_{th} quantitativ beschreibbar.
- *Freie oder erzwungene Konvektion*, d. h. Wärmeabfuhr über die Umgebungsluft oder über den Kühlschmierstoff.
- *Strahlung* zwischen Systemen unterschiedlicher Temperatur.

Die Luftschnittphase, auch Abkühlungsphase genannt, ist durch die Abkühlung des Werkzeugs durch Konduktion, Strahlung sowie Konvektion gekennzeichnet (Abbildung 2.1(b)).

Als Folge dieses Wärmeflusses werden sowohl im Werkstück als auch im Werkzeug Temperaturfelder erzeugt, die sich im unterbrochenen Schnitt

solange verändern, bis ein Gleichgewichtszustand erreicht wird. Die heißeste Stelle ist dabei der Ort der größten Gesamtbelastung aus Reibung, Spanumlenkung, Adhäsion und Abrasion [Kno96].

In Abbildung 2.2 ist der Temperaturverlauf beim unterbrochenen Schnitt in Abhängigkeit von der Zeit für zwei vollständige Fräserumläufe schematisch dargestellt. Der Temperaturverlauf eines Fräszyklus (ein vollständiger Fräserumlauf) ist durch eine Aufheizphase (Schnittphase) der Dauer t_S auf die maximale Temperatur des Fräsprozesses ϑ_{max} und durch eine Abkühlphase (Luftschnittphase) der Dauer t_{LS} auf die minimale Prozesstemperatur ϑ_{min} charakterisiert.

Die Überlagerung der mechanischen, der thermischen sowie der Stoßbeanspruchung führt zu einer Werkzeugbeanspruchung, die sich beim Überschreiten bestimmter materialspezifischer Werte in Ribbildung, Ausbrüchen oder sogar Schneidenbruch äußert.

2.2 Kompendium der Zerspanungsmodellierung

Modellierung ist die Vorstufe zur Simulation. Wie im vorangegangenen Kapitel erläutert, ist die Zerspanung ein System von komplex zusammenhängenden physikalischen Vorgängen. Demzufolge und gezwungen durch einen kontinuierlichen Verbesserungsprozess der Fertigung, um dem ansteigenden Marktdruck einer immer wirtschaftlicheren Produktion und Fertigung standzuhalten, wird stets versucht, Zusammenhänge in diesem komplexen System zu finden. Ziel der damit durchgeführten Modellierung des Fertigungsprozesses ist es, Rationalisierungspotenziale schon im Vorfeld einer Prozessauslegung zu finden und zu nutzen. Untersuchungen von Werkzeugherstellern [IKD99] zeigen, dass

- in 50 % der Bearbeitungsfälle falsche Werkzeuge eingesetzt werden,
- in 42 % der Anwendungen, die Werkzeuge nicht mit den empfohlenen Schnittparametern verwendet werden und
- 62 % der Werkzeuge nicht bis zur Standzeit ausgereizt werden.

Dies verdeutlicht die immensen Rationalisierungspotenziale, die in den Bearbeitungsprozessen immer noch stecken und die es gilt durch Optimierungsmethoden zu nutzen.

Trotz intensivster Forschungsarbeiten in den letzten 50 Jahren ist es nicht gelungen, einen ganzheitlichen mathematischen Zusammenhang zwischen den Eingangsgrößen der Zerspanung und dem daraus resultierenden Zerspanungsergebnis zu bestimmen [Lut01]. Vielversprechende und daher in der Praxis der Prozessmodellierung angewandte Vorgehensweisen basieren daher oftmals auf rein empirischen Ansätzen. Die daraus gewonnenen Ergebnisse sind jedoch leider nur für einen begrenzten Anwendungsfall gültig. Durch analytische Ansätze, die meist aus energetischen Überlegungen resultierten, wurden erste mathematische Zusammenhänge entwickelt, deren Anwendung jedoch auf spezifische Fälle eingeschränkt ist. Im folgenden werden die wichtigsten Schritte und Erfolge der Modellierung und somit die Grundlage der Simulation von Zerspanungsprozessen zusammengefaßt.

2.2.1 Arten der Modellierung

Im Grunde lassen sich vier Grundtypen der Zerspanungsmodellierung entsprechend deren Vorgehensweise und Ansätze definieren. Die Aufzählungsreihenfolge entspricht in grober Näherung¹ der chronologischen Anwendungsreihenfolge in Forschung und Technik:

1. Empirische Vorgehensweise
2. Analytische Zerspanungsmodelle
3. Numerische Berechnungsverfahren
4. Künstliche Intelligenz

2.2.1.1 Empirische Vorgehensweise

Die Empirie basiert auf (wissenschaftlicher) Erfahrung im Unterschied zur Theorie, die physikalisch begründbare Gesetzmäßigkeiten beschreibt. Sie

¹Es existieren weiterhin erfolgversprechende Vertreter der aufgezählten Ansätze, so dass eine Koexistenz festzustellen ist [MTAM01].

ist auch als Erfahrungswissen definiert. Aus dieser Definition heraus wird ersichtlich, dass zum Wissens- und Erfahrungsaufbau eine Vielzahl experimenteller Datenerfassungsschritte erfolgen muss, um daraus eine Gesetzmäßigkeit erfassen zu können.

Als eine der ersten bekannten empirischen Zerspanungsmodelle gelten wohl die Verschleißformel von TAYLOR [Tay07], die mit

$$v_C \cdot L^n = C_T \quad (2.1)$$

einen Zusammenhang zwischen der Standzeit und der Schnittgeschwindigkeit gibt, mit v_C als Schnittgeschwindigkeit, L als Standzeit des Werkzeugs und n und C_T als Konstanten und die Schnittkraftformel von VICTOR-KIENZLE [KV57], die mit

$$F_C = k_C \cdot b \cdot h \quad (2.2)$$

die Standardformel zur Maschinenauslegung für die Berechnung der Schnittkraft F_C aus einer spezifischen Schnittkraft k_C und der Spanungsbreite b und der Spannungsdicke h für bestimmte Werkstoffe stellt.

Eine Vielzahl von Veröffentlichungen beschäftigt sich mit unterschiedlichsten Modifikationen dieser Formeln durch Integration von anderen Zerspanungsparametern wie Vorschub, Spannungsdicke, etc. [Kro63]. So entwickelte WOXEN [Lut01] eine Beschreibung zur Maschinenleistung, KRONENBERG [Kro63], COLDING [Col91, Col59] und HASTINGS [HPOT79] u.a. benutzten ähnliche Formeln zur Bestimmung von Zerspankräften und -temperaturen. Eine lückenlose Darstellung der empirisch ermittelten Zerspanungsmodelle würde den Rahmen jeder Veröffentlichung sprengen.

2.2.1.2 Analytische Zerspanungsmodelle

Mit dem Modell von MERCHANT, den man als „Vater der Scherebenen-Theorie“ bezeichnen kann, lässt sich der Beginn der analytischen Zerspanungsmodelle determinieren [Mer45a]. Mit seinen materialtheoretischen Überlegungen zum Verhalten der Werkstoffe, der Spanbildung und den Reibungsverhältnissen zwischen Span und Schneide hat er den Grundstein zu vielen weiteren analytischen Ansätzen gelegt. Ein großer Teil der Forschungsarbeiten basiert meist auf Überlegungen aus der Plastizitätstheorie

und legt den ebenen Deformationszustand beim Orthogonalschnitt zu Grunde. Daraus wurden verschiedenste Beziehungen wie z. B. von OXLEY u.a. für die Vorhersage der Schnittkraft F_C , der Kontaktlänge KL , des Scherwinkels ϕ und bestimmter Prozesstemperaturen ermittelt [Oxl89, Oxl74].

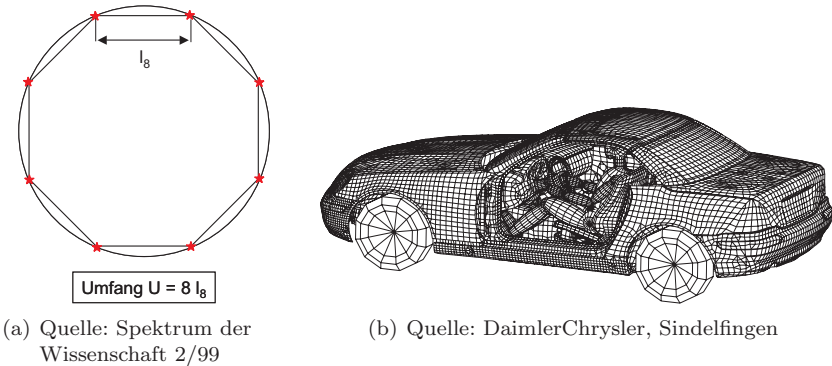
In dem Scherebenenmodell von MERCHANT [Mer45a] kann der gesamte Spanbildungsprozess durch eine einfache Bestimmung der Spanstauchung beschrieben werden. Die Spanstauchung enthält nach diesem Modell alle notwendigen Informationen über das Werkstoffverhalten und die Reibungsverhältnisse während des Zerspanvorgangs. Das gleiche gilt auch für das einfache Gleitlinienmodell von LEE und SHAFER [LS51]. Jedoch ist ersichtlich, dass die Existenz einer ausgeprägten Scherebene aus physikalischen Gründen nicht möglich bzw. nur in Extremfällen näherungsweise voraussetzbar ist [Zor66], da bei einer notwendigerweise vorliegenden plötzlichen Richtungsänderung eine unendlich hohe Beschleunigung vorhanden sein müsste. Die erweiterten Gleitlinienmodelle von LEE und SHAFER [LS51], [Web68], sowie das Scherzonenmodell von ZOREV [Zor66] erfordern eine zusätzliche Messung der Schnittkräfte, die über den Coulomb'schen Reibungsansatz die Randbedingungen längs der Spanfläche beschreiben. Durch die Einbeziehung der gemessenen Schnittkräfte sind genauere Bestimmungen des Scherwinkels bzw. der Größe der Scherzone möglich. Der Coulomb'sche Reibungsansatz und die meist zugrundeliegende Bedingung, dass die Reibungskräfte längs der Spanfläche konstant sind, stellen jedoch starke Vereinfachungen der realen Verhältnisse dar. Wird zusätzlich die Geschwindigkeits- und Temperaturabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften berücksichtigt, so können diese vereinfachten Annahmen nicht mehr ausreichen. In allen genannten Modellen wird die Spanbildung als ein quasi-statischer Vorgang betrachtet. Sie berücksichtigen keine dynamischen Einflüsse, wie Maschinendynamik, Spandickenschwankungen, Eintrittsstöße beim unterbrochenen Schnitt und vor allem kein dynamisches Materialverhalten. WU [WL85] überträgt deshalb die von MERCHANT gefundenen Beziehungen auf ein schwingungsfähiges Spanbildungsmodell. In den daraus hergeleiteten Bewegungsgleichungen sind die durch den Spanbildungsprozess selbsterregten Schwingungen berücksichtigt, die aufgrund von Schwankungen der Spangeschwindigkeit Schwankungen der Reibungskräfte längs der Spanfläche bewirken. Die Schwankungen der Spangeschwindigkeit werden durch Spandickenschwankungen verursacht, die rückwirkend über den Zerspanungsprozess wiederum Spandickenschwankungen verursachen.

Er vernachlässigt jedoch auch hier die Materialeigenschaften, da damit keine geschlossene analytische Beschreibung möglich ist.

2.2.1.3 Numerische Berechnungsverfahren

Bei der Verwendung numerischer Berechnungsverfahren wird überwiegend die Methode der Finiten Elemente herangezogen. Die Methode basiert auf dem Prinzip der Diskretisierung, deren Erfindung auf Archimedes von Syrakus (287 bis 212 v. Chr.) zurückzudatieren ist. Der Aufgabenstellung, den Umfang eines Kreises zu bestimmen, entgegnete er mit der Annäherung des Kreisumfangs durch Einfügen und Vermessen des Abstandes von endlichen Stützpunkten auf dem Kreisumfang (vgl. Abbildung 2.3(a)). Auf dem gleichen Prinzip basiert die Methode der Finiten Elemente, wobei durch Zerlegung komplexer geometrischer Strukturen in kleine einfache Elemente, deren physikalische Eigenschaften und Verhalten durch Differentialgleichungen beschreibbar sind, eine Diskretisierung des Berechnungsproblems erfolgt. Die Anzahl der Stützpunkte (Anzahl der Elemente) hat dabei einen entscheidenden Einfluss auf die Berechnungsgenauigkeit und auf die Rechendauer. Eine Erhöhung hat eine Verbesserung der Lösung aber auch eine Vergrößerung der Rechendauer zur Folge. Leistungsstarke Berechnungsalgorithmen und Rechner sind heute in der Lage, Berechnungsprobleme mit mehr als einer Million Freiheitsgrade zu berechnen, womit auch die Möglichkeit zur Berechnung komplexer kinematischer Kollisionsprobleme (Crash-Simulationen, Zerspanungssimulationen, etc.) gegeben ist (vgl. Abbildung 2.3(b)). Eine ausführliche Beschreibung der theoretischen Grundlagen ist in der Standardliteratur zur Finite-Element-Methode enthalten [Zie84, Bat95]

Die Simulation von Zerspanungsprozessen mit Hilfe der Finite-Element-Methode ist nun seit mehreren Jahren verstärkt Gegenstand wissenschaftlicher Arbeiten [Lut01]. Erste Erfolge resultieren aus Simulationsprogrammen mit der Fähigkeit, prädiktive Aussagen bezüglich fertigungstechnischer Zerspanungsgrößen in Abhängigkeit vorgegebener Zerspanungsparameter anzugeben [MBT02, ÖA98]. Die Simulation liefert zudem weitere Ergebnisgrößen, die bisher nur schwer oder gar nicht messtechnisch zu erlangen waren. So beschreibt die FE-Simulation Spannungsverteilungen und Temperaturgradienten auf der Werkzeugschneide oder gibt Auskunft über die Relativbewegung zwischen Span und Werkzeugschneide in mikroskopischen Teilgebieten der Schneide.



(a) Quelle: Spektrum der Wissenschaft 2/99

(b) Quelle: DaimlerChrysler, Sindelfingen

Abbildung 2.3: Prinzip und Anwendung der Finite-Element-Methode

Durch die Forschungsarbeiten des von der DFG geförderten Schwerpunktprogramms “Spanen metallischer Werkstoffe mit hohen Geschwindigkeiten“ (DFG-SPP 1057) sind im Bereich der FEM-Zerspanungssimulation herausragende Ergebnisse auf nationaler Ebene erzielt worden, die mit internationalen Ergebnissen vergleichbar sind. So lassen sich aus diesen Forschungsaktivitäten mehrere Beispiele für die zweidimensionale [Leo99, BS99, KRH01] und dreidimensionale Zerspanungssimulation [Ger98, SS02] zitieren. Eine ausführliche Darstellung der Ergebnisse ist in [TH99] vorhanden. Internationale Veröffentlichungen zeigen ähnliche Ergebnisse mit unterschiedlichen Schwerpunkten. Dabei kommen auch selbstentwickelte FEM-Codes [Mol01] und andere Modellierungsansätze auf atomarer Ebene zum Einsatz [RI95, ITK93]. Der überwiegende Teil der internationalen Forschungsaktivitäten verwendet jedoch kommerzielle FEM-Codes, die speziell für die Zerspanungssimulation, beispielsweise zur Abbildung der Scherspannungsbildung, mit weiteren Berechnungsalgorithmen angepasst werden [CA99]. Ein erstes rein kommerzielles Simulationsprogramm speziell für die Zerspanungssimulation ist mit AdvantEdge von Third Wave Systems aus den USA erschienen [Thi]. Die Validierung der Simulationsergebnisse liefert meist vielversprechende Ergebnisse. Dazu werden die Schnittkräfte, Temperaturen, Spanformen und Gratbildung experimentell ermittelt und mit den Ergebnissen aus der Simulation verglichen. Die meisten Zerspanungssimulationen zeigen eine Übereinstimmung im Bereich $< 10\%$, womit der Nachweis für ei-

ne zuverlässige Bestimmung der Prozessgrößen unter Annahme spezifischer Randbedingungen gegeben ist.

Es ist anzumerken, dass viele Einflussfaktoren, wie z.B. die Dynamik des Bearbeitungsprozesses, Verschleißentwicklung, Kühlschmierstoffe, beschichtete Schneidstoffe und anderes in der Simulation noch nicht berücksichtigt werden, so dass eine kontinuierliche Verbesserung und Erweiterung der Simulationsprogramme in den nächsten Jahren vorangetrieben werden muss, dies gilt insbesondere für die dreidimensionale Simulation. Des weiteren müssen andere Größen herangezogen werden, die für eine industrielle Applikation der Simulation von besonderem Interesse sind. Dies betrifft vor allem Größen zur Charakterisierung der Bauteileigenschaften, wie z. B. die Eigenspannungen und Oberflächentopographie.

2.2.1.4 Künstliche Intelligenz

Mit neuen computerbasierten Methoden zur Beschreibung künstlicher Intelligenz wird versucht, die komplexen Zusammenhänge während der Zerspanung abzubilden. Dabei kommen sogenannte künstliche neuronale Netze zum Einsatz, die ein konnektionistisches Modell des Zerspanungsprozesses aufbauen [SK98].

Künstliche neuronale Netze (KNN) sind in ihrer Funktionsweise an biologischen Neuronennetzen (z. B. das Gehirn) angelehnt. Sie haben jedoch nicht alle (bekannten) Eigenschaften biologischer Neuronennetze. Daher sind sie einfach aufgebaut und für die Implementierung in den Rechner geeignet. KNN bestehen aus vielen einzelnen Verarbeitungseinheiten (Neuronen), die miteinander verbunden sind und durch mit Gewichtungsfaktoren versehenen Summationen Relationen zwischen den Eingangs- und Ausgangsgrößen herstellen können. Zur Funktionsfähigkeit neuronaler Netze muss jedoch ein Training erfolgen, wozu eine große Datenbasis von experimentellen Versuchen notwendig ist. Im Groben lässt sich das neuronale Netz mit einer künstlichen Abbildung des Erfahrungswissens des Maschinenbedieners aus der empirischen Vorgehensweise aus Kapitel 2.2.1.1 beschreiben. Die Anwendung der KNN-Technologie für die Zerspanungstechnologie befindet sich noch in den Kinderschuhen und ist daher als neuartige, zukünftige Art der Modellierung von Zerspanungsprozessen zu betrachten. Wesentliche Erfolge sind in [ZH95, Hor89, DLX⁺01] aufgeführt.

2.3 Aspekte der Modellierung

Die im Kapitel 2.1 aufgeführten physikalischen Zusammenhänge während der spanenden Bearbeitung müssen zur Modellierung von Zerspanungsprozessen unabhängig von den verwendeten Methoden oder Ansätzen aus Kapitel 2.2 durch ein der Simulation zugängliches Modell beschrieben werden. Dabei gestaltet sich die Zerspanungssimulation als interdisziplinäre Aufgabenstellung, da zur realitätsgetreuen Modellbildung der Zusammenhänge und der anschließenden Verifikation mit der messtechnischen Zerspanungsprozesscharakterisierung grundlegende Fragestellungen aus vielen Bereichen des theoretischen und angewandten Maschinenbaus mit eingebunden sind.

2.3.1 Dynamisches Materialverhalten

Die Beschreibung des Materialverhaltens während der Zerspanung ist mit den klassischen quasi-statischen Verhalten metallischer Werkstoffe bei Zugversuchen nicht mehr zulässig. Mit Erhöhung der Belastungsgeschwindigkeit oder der Temperatur wird das Verformungsverhalten des Materials charakteristisch geändert und weist eine signifikante Abhängigkeit von der Dehnung, der Dehnungsrate und der induzierten Temperatur auf. Dieses Verhalten muss in dynamischen Materialmodellen erfasst und beschrieben werden. Neben der Beschreibung des Verformungsverhaltens muss ein Materialmodell auch das Versagensverhalten bei der Werkstofftrennung und das lokalisierte Gefügeumwandlungsverhalten nachbilden können.

2.3.1.1 Verformungsverhalten

Prinzipiell lassen sich drei Arten zur Beschreibung des Verformungsverhaltens unterscheiden [Wes01]:

1. Die tabellarische Beschreibung der Fließkurve liefert die entsprechenden Fließspannungen in Abhängigkeit der Eingangsgrößen: Dehnung, Dehnungsrate, Temperatur. Die Daten wurden zuvor experimentell ermittelt [AMRD97].

2. Die semi-empirische Vorgehensweise passt eine zuvor festgelegte mathematische Beschreibung des Werkstoffverhaltens an experimentelle Daten an, das sog. curve fitting [SKA01a, SKA01b].
3. Basierend auf physikalisch begründbaren materialkundlichen Vorgängen wurden konstitutive Gleichungen entwickelt, die nach Anpassung der Koeffizienten an verschiedene metallische Werkstoffe das dynamische Werkstoffverhalten vollständig beschreiben [MBV⁺02].

VÖHRINGER stellt eine konstitutive Gleichung vor, die auf dem Effekt der thermisch aktivierten Versetzungsbewegungen im Material unter dynamischer Belastung basiert [BSVM96]. Die elastisch-plastische Verformung von Stählen wird je nach Temperatur T und Verformungsgeschwindigkeit von unterschiedlichen Mechanismen bestimmt. Bei Temperaturen $T \leq 0,3 \cdot T_S$ (T_S = Schmelz- bzw. Solidustemperatur) lässt sich die Temperatur- und Verformungsgeschwindigkeitsabhängigkeit der Fließspannung auf die thermisch aktivierte Überwindung kurzreichender Hindernisse durch Gleitversetzungen zurückführen [See54, KAA75, Ono68, Vöh74]. Die Fließspannung setzt sich dabei unterhalb einer kritischen, von der Verformungsgeschwindigkeit abhängenden Temperatur T_0 gemäß

$$\sigma = \sigma_G(\text{Struktur}) + \sigma^*(T, \dot{\epsilon}, \text{Struktur}) \quad (2.3)$$

additiv aus einem athermischen (nur im Ausmaß des Schubmoduls G bzw. des Elastizitätsmoduls E von der Temperatur abhängenden) Anteil und einem thermischen Anteil zusammen (vgl. Abbildung 2.4) [BSVM96].

Ersterer beruht auf der Wirkung weitreichender Gleithindernisse. Dies sind z. B. das Spannungsfeld anderer Versetzungen, die Korngrenzen, das Spannungsfeld gelöster Fremdatome oder Teilchen, die geschnitten oder umgangen werden müssen. Der zweite Anteil σ^* hingegen ist auf die Wirkung kurzreichender Gleithindernisse wie das periodische Gitterpotenzial (Peierlspotenzial) zurückzuführen und wird mit Hilfe thermischer Gitterenergieschwankungen überwunden [See81, ŠS78]. Die bei der thermischen Fließspannung σ^* verfügbare freie Aktivierungsenthalpie G ist mit der Verformungsgeschwindigkeit, der Temperatur und der Boltzmann-Konstanten k durch die Gleichung

$$\dot{\epsilon}(T, \sigma^*) = \dot{\epsilon}_0 \cdot \exp \left[\frac{-\Delta G(\sigma^*)}{kT} \right] \quad (2.4)$$

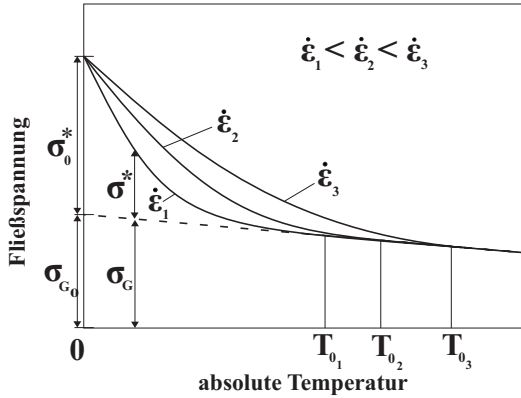


Abbildung 2.4: Einfluss von Temperatur und Verformungsgeschwindigkeit auf die Fließspannung (schematisch)

verknüpft. Dabei wird $\dot{\epsilon}_0$ durch die Gleitversetzungsdichte, den Burgersvektor, die Debye-Frequenz und die Kristallstruktur bestimmt. Die Fließspannungsabhängigkeit der Aktivierungsenthalpie ergibt sich aus der in Abbildung 2.5 schematisch gezeigten sog. Kraft-Abstands-Kurve des kurzreichenden Hindernisses.

Wird $\Delta G = \Delta G_0$, so ist offensichtlich keine äußere Kraft F^* und damit auch kein thermischer Fließspannungsanteil σ^* zur Hindernisüberwindung notwendig. Dies ist nach Gleichung (2.4) ab einer Temperatur

$$T_0 = \frac{\Delta G_0}{k \ln(\dot{\epsilon}_0/\dot{\epsilon})} \quad (2.5)$$

gewährleistet, die mit der Verformungsgeschwindigkeit ansteigt. Bei niedrigeren Temperaturen $0 < T < T_0$ reicht der thermisch aufgebrauchte Teilbetrag ΔG (punktierter Bereich in Abbildung 2.5) nicht mehr zur Hindernisüberwindung aus. Daher muss der Restbetrag $\Delta G_0 - \Delta G$ durch Einwirkung einer äußeren Kraft F^* bzw. eines thermischen Fließspannungsanteils σ^* geleistet werden. Aus der hindernistypischen Form der Kraft-Abstandskurve folgt unmittelbar die Spannungsabhängigkeit der Aktivierungsenthalpie. Aufgrund zahlreicher theoretischer und experimenteller Er-

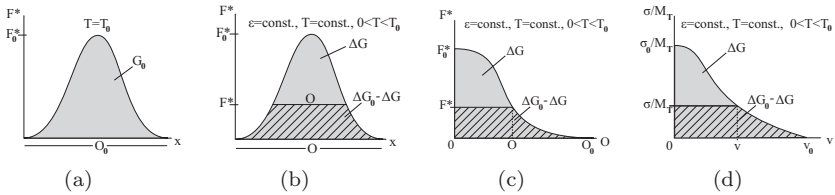


Abbildung 2.5: Kraft-Abstands-Kurve bei $T = T_0$ (a) und $0 < T < T_0$ (b) sowie Transformation zur Abhängigkeit der thermischen Fließspannung vom Aktivierungsvolumen (b – d) (schematisch)

kenntnisse bietet es sich an, diesen Zusammenhang in Form von Potenzgesetzen der Form

$$\Delta G(\sigma^*) = \Delta G_0 \left[1 - \left(\frac{\sigma^*}{\sigma_0^*} \right)^{\frac{1}{m}} \right]^{\frac{1}{n}} \quad (2.6)$$

anzunähern [KAA75, Ono68, Vöh74]. Dann folgt

$$\sigma^* = \sigma_0^* \left[1 - \left(\frac{T}{T_0} \right)^n \right]^m \quad (2.7)$$

als Zusammenhang zwischen dem thermischen Fließspannungsanteil, der Temperatur und der die kritische Temperatur T_0 bestimmenden Verformungsgeschwindigkeit.

Bei besonders großen Verformungsgeschwindigkeiten oberhalb ungefähr $\dot{\varepsilon} = 10^{+4} s^{-1}$ wird die Versetzungsbewegung durch Wechselwirkungen der Gleitversetzungen mit Phononen und Elektronen aufgrund von Elektronen- bzw. Phononenviskosität und Phononenstreuung zusätzlich behindert [Har88, KHD68, Dha70, HL70]. Dies führt zu spannungsproportionalen Versetzungsgeschwindigkeiten, die sich gemäß

$$\sigma = \sigma_{th} + \alpha D \dot{\varepsilon} \quad (2.8)$$

auf die Fließspannung auswirken. Dabei ist σ_{th} eine temperaturabhängige Grenzspannung, α eine Proportionalitätskonstante und B die sog. Dämpfungskonstante. Infolge dieser sog. viskosen Gleitung steigt die Geschwindig-

keitsempfindlichkeit der Fließspannung bei großen Verformungsgeschwindigkeiten stark an.

2.3.1.2 Versagensverhalten - Scherspannbildung

Bei großen Verformungsgeschwindigkeiten oberhalb ca. $\dot{\epsilon} = 10^{+3} s^{-1}$ sind Instabilitäten bei der Spannbildung festzustellen, die zu sog. Scherspänen führen [Kle94, Dor88, Rec64, Sho86, SD86]. Dies ist darauf zurückzuführen, da 90 bis 95 % der bei plastischer Verformung geleisteten Arbeit in Wärme umgewandelt wird. Diese kann bei sehr großen Verformungsgeschwindigkeiten nicht mehr in ausreichendem Maß durch Wärmeleitung von den betätigten Gleitebenen an umgebende Werkstoffbereiche abgegeben werden und führt daher zu lokalen Temperaturerhöhungen unter annähernd adiabatischen Bedingungen. Dadurch wird der thermische Anteil der Fließspannung mit zunehmender Verformung vermindert und ab einer kritischen Verformung setzt die Lokalisierung der Verformung an mechanisch, metallurgisch oder geometrisch ausgezeichneten Stellen ein.

Zahlreiche Arbeiten existieren zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens unter Bedingungen, die zur Bildung adiabatischer Scherbänder führen. Im Bereich der Scherbänder kann es zu sehr großen Temperaturen kommen, die bei Stählen mit durch Phasenumwandlungen hervorgerufenen Aufhärtungszonen oder gar Aufschmelzungen verbunden sind [MW88, Die89, For90]. Die Neigung zur Bildung adiabatischer Scherbänder in Stählen wird durch bei Anlassbehandlungen erzielten Lüdersdeformationen und steigenden Kohlenstoffgehalt erhöht [PSKV88].

2.3.1.3 Gefügemwandlungsverhalten

Viele Stähle zeigen bei Temperaturerhöhungen die Ferrit-Austenit-Umwandlung, auch Austenitisierung genannt. Bei beschleunigter Abkühlung aus dem austenitisierten Zustand, beispielsweise durch Kühlmiteleinwirkung, kommt es zur Bildung von Nichtgleichgewichtsgefügen (Bainit, Martensit). Gefügemwandlungen wurden im allgemeinen nur bei der Modellierung der Wärmebehandlung von Stählen berücksichtigt, obwohl es ebenso Teil des Materialverhaltens während der Zerspannung ist. Die Kopplung mit dem zerspannungsspezifischen Materialmodell stellt einen entschei-

denden Mehraufwand und Vergrößerung der Komplexität des Materialverhaltens dar, so dass es bisher vernachlässigt wurde [MO95]

Unzählige Modelle zur Beschreibung des umformungs- und zerspanungs-spezifischen Materialverhaltens für verschiedene Werkstoffe wurden in der vergangenen Forschungsdekade entwickelt. Ein erster Ansatz, diese Daten zu sammeln und mittels einer geeigneten internetbasierten Datenbank (MADAMS = **M**aterial **D**atabase for **M**anufacturing **S**imulation) zur Verfügung zu stellen, wurde in [SSA⁺02] verfolgt.

2.3.2 Wärmeübertragung

Numerische Simulationen der Wärmeübertragung bei Zerspanungsprozessen wurden von DAMARITÜRK [Dam90] und KAMALOV [Kam93] für das Hochgeschwindigkeitsfräsen sowie von MARUSICH und ORTIZ [MO95] für das Hochgeschwindigkeitsdrehen veröffentlicht.

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 Werkstückstoffs und des Schneidstoffs formuliert.

2.3.2.1 Wärmeübertragung durch Wärmeleitung

Die Modellierung der Wärmeübertragung durch Wärmeleitung erfolgt in [Dam90] mit Hilfe der zweidimensionalen Wärmeleitungsdifferentialgleichung von FOURIER unter Verwendung von temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeiten und spezifischen Wärmekapazitäten von Werkstückstoff und Schneidstoff. Ausführliche Analysen der thermischen Eigenschaften von Stahl und einigen Hartmetallsorten hatten ergeben, dass eine Vernachlässigung der genannten Temperaturabhängigkeiten zu unzulässigen Abweichungen von den experimentellen Ergebnissen führen. Eine Reduktion des Wärmeleitungsproblems auf den eindimensionalen Fall und damit eine Vereinfachung der Berechnungen wurde von KAMALOV [Kam93] durchgeführt.

Aufgrund der bei der Hochgeschwindigkeitszerspanung im Vergleich zu den Werkzeug- bzw. Werkstückabmessungen sehr geringen Wärmeeindringtiefe war die Annahme der Abhängigkeit der Zerspanungstemperatur von nur einer Ortskoordinaten (senkrecht zur Schnittgeschwindigkeit beim Orthogonalprozess) zulässig. Als nachteilig erwies sich die Vernachlässigung der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeiten und spezifischen Wärmekapazitäten von Werkstückstoff und Schneidstoff.

2.3.2.2 Wärmeübertragung durch Konvektion

Bei der Modellierung der Wärmeübertragung durch erzwungene Konvektion an den Begrenzungsflächen von Span, Werkstück und Werkzeug wurden temperatur- und längenabhängige Wärmeübergangskoeffizienten berücksichtigt. Aerodynamische Untersuchungen des Fräsprozesses haben gezeigt, dass die konvektive Werkzeugabkühlung während der Luftschnittphase im Vergleich zur konduktiven Werkzeugabkühlung vernachlässigt werden kann [Kam93]. Die freie Konvektion konnte aufgrund der hohen Prozessdynamik vernachlässigt werden [Dam90].

2.3.2.3 Wärmeübertragung durch Strahlung

Der Wärmeaustausch durch Strahlung wurde mit Hilfe des Wärmestrahlungskoeffizienten modelliert. Seine Temperaturabhängigkeit wurde über die aktuelle Temperatur sowie über die Temperaturabhängigkeit des Emissionskoeffizienten berücksichtigt. Der Emissionskoeffizient ist dabei stark von der wärmestrahlenden Oberfläche abhängig und insbesondere beim Schneidstoff von Bedeutung, da dort die höchsten Temperaturen entstehen. Modelliert wurde die Wärmestrahlung:

- an die Umgebungsluft
- zwischen Spanunterseite und Spanfläche
- zwischen der bearbeiteten Werkstückoberfläche und der Freifläche

Die Wärmestrahlung zwischen der Spanoberseite und der unbearbeiteten Werkstückoberfläche konnte aufgrund der niedrigen Temperaturen und der

geringen Temperaturunterschiede zwischen den strahlenden Oberflächen vernachlässigt werden [Dam90].

2.3.3 Reibungsverhältnisse

Die realitätsgetreue Abbildung der Eigenschaften des tribologischen Systems „Zerspanung“, nämlich der Wissenschaft von Reibung, Verschleiß und Schmierung gegeneinander bewegter Körper (Werkstück-Werkzeug), hat für die Modellierung von Zerspanungsprozessen einen entscheidenden Einfluss auf die Berechnungsergebnisse. Jedoch stehen konkrete Aussagen über adäquate Reibungsansätze in der Modellierung noch aus. Es werden unterschiedlichste Ansätze vorgeschlagen, deren quantitative Bewertung des Einflusses der Reibungsrandbedingungen auf die Simulationslösungen nicht erfolgt [Leo99]. Der am häufigsten verwendete Reibungsansatz ist die Beschreibung nach COULOMB [BK95]

$$\tau_R = -\mu_C \sigma_N \frac{v}{\|v\|} \quad (2.9)$$

mit τ_R = Reibungsschubspannung, μ_c = Reibungskoeffizient und σ_N = Druck-Normalspannung. Dabei wirkt die Reibungskraft der Tangentialgeschwindigkeit/-verschiebung am Rand der Schneidkante entgegen. Jedoch ist dieser Ansatz bei großen Normalspannungen unzulässig, da das Material mit plastischen Fließeigenschaften maximal die Schubfließspannung am Rand als Reibungsschubspannung aufbringen kann. USUI und SHIRAKASHI schlagen daher das sog. Reibungsfaktormodell vor, bei dem das m -fache der Schubfließspannung ($m \leq 1$) als Reibungsschubspannung gesetzt wird [US82]:

$$\tau_R = -m \frac{\sigma_Y}{\sqrt{3}} \frac{v}{\|v\|} \quad \text{mit } \sigma_Y = \text{Schubfließspannung} \quad (2.10)$$

Auch dieser Ansatz ist für eine ganzheitliche Beschreibung der Reibungsverhältnisse ungenügend, da er bei kleinen Druckspannungen zu große Reibungsspannungen berechnet. Daher werden meist aufgeteilte Ansätze verwendet [MOKC96, Zor63]:

$$\tau_R = \begin{cases} -\mu_C \sigma_N \frac{v}{\|v\|}, & \text{für } \sigma_N < \frac{m\sigma_Y}{\sqrt{3}} \\ -m \frac{\sigma_Y}{\sqrt{3}} \frac{v}{\|v\|}, & \text{sonst} \end{cases} \quad (2.11)$$

CHILDS [CM89, CM90] und MORIWAKI [MSL93] entwickelten geglättete Formen der aufgeteilten Ansätze.

Experimentelle Untersuchungen von ZOREV nach dem Prinzip des geteilten Werkzeugs [Zor66] zur Spannungsmessung und zusätzliche Kraftmessungen von HAMANN [HGLM96] haben gezeigt, dass die Reibungsverhältnisse entlang der Spanfläche in einen Haftreibungsbereich (sticking area) und einen Gleitreibungsbereich (sliding area) aufteilbar sind. Die Messungen haben für den Gleitreibungsbereich einen gemittelten Reibungskoeffizienten von $\mu_C = 0,23 \dots 0,27$ ergeben. WESTHOFF faßt die meisten Reibungsmodelle und deren Anwendungen in [Wes01] tabellarisch zusammen, wobei zu ersehen ist, dass in den meisten Fällen ein einfacher *Coulombscher* Ansatz mit einem Reibungskoeffizienten von $\mu_C = 0,1 \dots 0,5$ gerechnet wurde.

2.3.4 Werkzeugverschleiß

Resultat der tribologischen Zusammenhänge ist neben der erreichten Oberflächenqualität (s. Kapitel 2.3.5) die Verschleißentwicklung des Bearbeitungswerkzeugs. Da die Simulation der Verschleißentwicklung einen Teil der Arbeiten repräsentiert, erfolgt eine ausführliche Darstellung des Stands der Erkenntnisse zur Verschleißmodellierung.

In DIN 50320 ist der Verschleiß definiert: „Verschleiß ist der fortschreitende Materialverlust aus der Oberfläche eines festen Körpers, hervorgerufen durch mechanische Ursachen, d. h. Kontakt und Relativbewegung eines festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörpers.“ Die mechanischen Ursachen lassen sich durch die Verschleißmechanismen beschreiben. Eine Klassifizierung des Verschleißes erfolgt durch die Aufteilung in Verschleißarten.

2.3.4.1 Verschleißarten

In der Zerspanungstechnologie sind durch die thermisch-mechanische Interaktion des Werkzeugs und des Werkstücks hauptsächlich drei Verschleißarten zu beobachten (s. Abbildung 2.6):

Kolkverschleiß: Kolkverschleiß ist auf der Spanfläche vorhanden und wird durch die Tiefe, das Ausmaß und die Lage des Verschleißes beschrie-

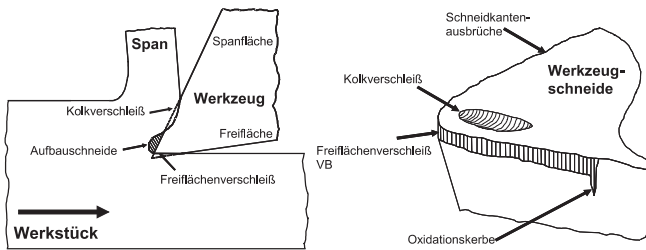


Abbildung 2.6: Verschleißarten am Schneidkeil

ben. Die Haupteinflussgrößen für Kolkverschleiß sind hohe Temperaturen auf der Spanfläche und chemische Affinität zwischen dem Werkzeug- und Werkstückmaterial, die mit höherer Temperatur zunimmt. Ebenso findet eine Erweichung des Materials und somit eine Plastifizierung des Werkzeugs auf Grund der abfallenden Zugfestigkeit mit steigender Temperatur statt.

Aufbauschneide: Bei der Zerspansung mit geringeren Schnittgeschwindigkeiten von duktilen Werkstoffen wie z.B. Aluminium ist eine Materialanhäufung (=Aufbauschneide) auf der Schneidspitze zu beobachten, die durch antiperiodisches Ablösen Werkzeugmaterial aus dem Materialverbund herausreißen kann.

Freiflächenverschleiß: Die in der industriellen Zerspansung meist beobachtete Verschleißart ist der Freiflächenverschleiß, der für die zu erreichende Oberflächenqualität und Maßgenauigkeit verantwortlich ist. Die Ausprägung des Freiflächenverschleißes wird auch als Standkriterium für das Werkzeug herangezogen. Ursachen sind das Abgleiten der Freifläche auf der neu entstandenen Oberfläche und die dadurch entstehenden hohen Temperaturen, die wiederum die Materialeigenschaften des Werkzeugs und ebenso des Werkstücks (Eigenspannungen) beeinflussen.

2.3.4.2 Verschleißmechanismen

Die Mechanismen [Vie59, CSA99], die für den Verschleiß verantwortlich sind, lassen sich in 2 Hauptgruppen unterteilen (s. Abbildung 2.7).

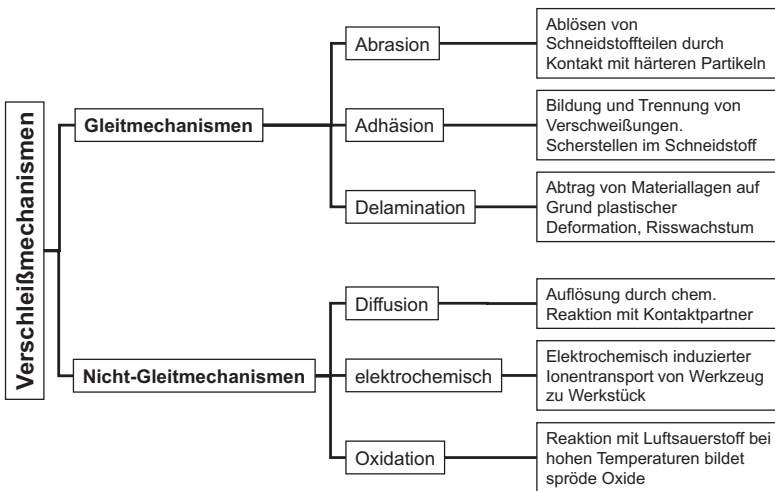


Abbildung 2.7: Verschleißmechanismen

Gleitmechanismen

Abrasion: Abrasion beschreibt den mechanischen Abrieb/Ablösen von Schneidstoffteilchen aus dem Werkzeug durch den Kontakt mit härteren Partikeln im Werkstoff.

Adhäsion: Bei der Adhäsion wird das Schneidenmaterial auf Grund sehr hoher Drücke verschweißt. Die Verbindung ist jedoch instabil und bricht antiperiodisch auseinander, wobei die Trennebene meist im Schneidstoff liegt und somit Werkzeugpartikel abgetrennt werden.

Delamination: Bei dieser Form des Verschleißes wird das Material in Form von Lagen auf Grund hoher plastischer Deformationen im Werkzeug abgetragen. Vorausgehend werden oft Risse parallel zu den Lagen induziert, die mit der Werkzeugbelastung wachsen und sich mit anderen Rissen vereinen.

Nicht-Gleitmechanismen

Diffusion: Besteht eine Affinität der Kontaktpartner Schneidstoff/Werkstückstoff, so ist mit einem gegenseitigen Atomverbund und somit

Auflösung der Kontaktpartner zu rechnen. Diese chemische Reaktion wird durch hohe thermische Belastungen in der Schneidzone noch verstärkt.

Elektrochemischer Verschleiß: Während der Zerspanung bildet das Werkzeug und das Werkstück ein elektrisches Element. Bei Kontakt fließt ein elektrischer Strom durch beide Partner, gewöhnlich vom Werkzeug zum Werkstück, was mit dem Inonenaustausch gleichzusetzen ist. Dadurch wird das Werkzeug geschwächt und aufgelöst. Untersuchungen konnten Stromstärken bis zu 5 A nachweisen [UK77].

Oxidation: Hohe Temperaturen sind Voraussetzung für Reaktionen des Schneidmaterials mit der Umgebungsluft, wobei sich Oxide bilden. Diese sind meist sehr spröde und brechen bei Belastung des Werkzeugs leicht aus. Die neu gebildete Oberfläche nach dem Ausbrechen oxidiert wiederum mit der Umgebungsluft, wodurch sich dieser zuvor beschriebene Vorgang wiederholen kann. Somit wird das Schneidmaterial in Form von Oxiden abgetragen [Vie59, FFA96].

2.3.4.3 Verschleißmodelle

Auf Grund der Komplexität der Zerspanungsprozesse ist es bisher nicht gelungen, eine eindeutige, über weite Bereiche gültige, mathematische Beziehung zwischen den Eingangsgrößen der Zerspanung und des sich einstellenden Werkzeugverschleißes zu entwickeln. In der Vergangenheit wurde daher durch empirische Vorgehensweise versucht, diesen Zusammenhang durch das Angleichen (curve-fitting) einer zuvor aufgestellten mathematischen Gleichung festzuschreiben. Die bekannteste Gleichung zur Beschreibung der Standzeit für den konventionellen Schnittgeschwindigkeitsbereich ist die Taylor-Gleichung [Tay07],

$$v_C \cdot L^n = C_T \quad (2.12)$$

mit v_C = Schnittgeschwindigkeit, L = Standzeit des Werkzeugs und den Konstanten n und C_T . HASTINGS u. a. haben durch theoretische und experimentelle Untersuchungen festgestellt, dass die Zerspanungstemperatur eine entscheidende Rolle spielt und somit die Verschleißentwicklung signifikant beeinflusst. Daraus ist die Beziehung zwischen Standzeit und Zer-

spannungstemperatur entstanden, die durch folgende Gleichung beschrieben wird [HPOT79],

$$T^B \cdot L = A \quad (2.13)$$

mit T = Zerspannungstemperatur, L = Standzeit und den Konstanten A und B . Beide empirische Beziehungen geben Auskunft über die Standzeit des Werkzeugs.

Andere Ansätze zur Beschreibung des Werkzeugverschleißes sind mit differentiellen Modellen verfolgt worden, die Auskunft über die Verschleißrate, also des Verschleißwachstums pro Zeit, und somit der Verschleißentwicklung geben (vgl. Tabelle 2.1). In der Literatur sind einige differentielle Verschleißmodelle zu finden, so z.B. die Modelle zur Beschreibung von Freiflächenverschleiß von TAKEYAMA und MURATA [TM63] oder YELLOWLET und BARROW [YB76] und speziell zur Beschreibung von Kolkverschleiß von USUI U.A. [UHM78], KITIGAWA U.A. [KMSU98] oder OBIKAWA U.A. [OKM⁺95]. Die Modelle von TAKEYAMA und MURATA wurden ursprünglich aus Gleichungen zur Berücksichtigung von abrasivem und diffusivem Verschleiß entwickelt, da man annahm, dass diese Mechanismen hauptsächlich bei höheren Schnittgeschwindigkeiten vorhanden sind:

$$\frac{dW}{dt} = G(v_C, f) + D \cdot e^{-\frac{E}{RT}} \quad (2.14)$$

mit $\frac{dW}{dt}$ = Verschleißrate pro Kontaktfläche pro Zeit, den Konstanten G und D , v_C = Schnittgeschwindigkeit, f = Vorschub, E = Aktivierungsenergie, R = Gaskonstante und T = Zerspannungstemperatur. Das Modell zeigte eine gute Übereinstimmung mit experimentellen Untersuchungen sofern im Schneiden/Span-Bereich eine Temperatur von über 700 °C vorherrschte. Bei Verwendung von Wolframcarbid überwiegt der Adhäsions- gegenüber dem Abrasions-Verschleißmechanismus. Dies führte zum Verschleißmodell zur Beschreibung des Kolkverschleißes von USUI [UHM78]:

$$\frac{dW}{dt} = A \cdot \sigma_N \cdot V_S \cdot e^{-\frac{B}{T}} \quad (2.15)$$

mit $\frac{dW}{dt}$ = Verschleißrate pro Kontaktfläche pro Zeit, den Konstanten A und B , σ_N = Normalspannung auf der Spanfläche, V_S = Relativgeschwindigkeit zwischen Span und Werkzeugschneide und T = Zerspannungstemperatur in der Kontaktzone.

Empirische Verschleißmodelle	Differentielle Verschleißmodelle
TAYLOR'S Standzeit-Gleichung (1962): $v_C \cdot L^n = C_T$ $(n, C_T = \text{Konstanten})$	TAKEYAMA'S & MURATA'S Modell zur Beschreibung von abrasivem und diffusivem Verschleiß (1963): $\frac{dW}{dt} = G(v_C, f) + D \cdot e^{-\frac{E}{RT}}$ $(G, D = \text{Konstanten})$
HASTING'S Standzeit-Gleichung (1979): $T^B \cdot L = A$ $(A, B = \text{Konstanten})$	USUI'S Modell zur Beschreibung von adhäsivem Verschleiß (1978): $\frac{dW}{dt} = A \cdot \sigma_N \cdot V_S \cdot e^{-\frac{B}{T}}$ $(A, B = \text{Konstanten})$
L = Standzeit E = Aktivierungsenergie R = Gaskonstante T = Temperatur $\frac{dW}{dt}$ = Verschleißrate pro Kontaktfläche pro Zeit	σ_N = Normalspannung v_C = Schnittgeschwindigkeit f = Vorschub V_S = Relativgeschwindigkeit

Tabelle 2.1: Vergleich der empirischen mit differentiellen Verschleißmodellen

Beide Modelle (TAKEYAMA und MURATA; USUI) geben eine mathematische Beziehung zwischen der Verschleißrate und den Prozessparametern an, die aus der Simulation gewonnen werden können, multipliziert mit konstanten Werten, die von den Kontaktpaarmaterialien abhängen und im Experiment bestimmt werden müssen. Jüngste Modelle sind zur Beschreibung des diffusiven Verschleißes von MOLINARI [MN02] vorgestellt worden. Der Vergleich der Ergebnisse mit experimentellen Untersuchungen verdeutlichte das Potenzial der Verschleißmodellierung. Tabelle 2.1 gibt eine Übersicht über die vorgestellten Modelle wieder. Die wichtigsten entwickelten Verschleißmodelle, aufgegliedert in die Verschleißmechanismen, sind in Tabelle 2.2 zusammengefasst.

Abrasion	Adhäsion	Delamination	Diffusion	Oxidation
Yamaguchi (1990) [Yam90]	Painter (1995) [PSA95]	Gahr (1987) [Gah87]	Suh and Kramer (1980) [KS80]	Lim et al. (1987) [LA87]
Painter (1995) [PSA95]	Liou et al. (1987) [LH87]	Suh (1986) [Suh86]	Strenkowsky et al. (1991) [SLC91]	
Vardan et al. (1987) [VBA87]	Gahr (1987) [Gah87]	Suh et al.(1974) [SJAT74]	Kramer and Judd (1985) [KJ85]	
Ravinowicz (1964) [Rab64]	Jain, Bahadur (1979) [JB79]		Loladze (1981) [Lol81]	
	Rhee (1970) [Rhe70]			

Tabelle 2.2: Verschleißmodelle aufgliedert in Verschleißmechanismen

2.3.5 Oberflächentopographie und Randzoneneigenschaften

Gerade für die industrielle Anwendung von Zerspanungssimulationen ist primär das Bearbeitungsergebnis und weniger die Spanbildung und Spanform von besonderem Interesse. Hauptkriterium für einen optimierten Bearbeitungsprozess ist das wirtschaftlich erzielte Bearbeitungsergebnis, welches den gestellten Qualitätsanforderungen genügt. Die Qualitätsanforderungen sind neben den geometrischen Abmaßen meist auch die Eigenschaften der bearbeiteten Oberfläche und den oberflächennahen Bereichen, gerade wenn es sich um technische Funktionsoberflächen handelt.

Alle Bearbeitungsverfahren verändern die Eigenschaften des bearbeiteten Werkstoffs in den oberflächennahen Bereichen im Vergleich zum Grund-

werkstoff. Bei der spanenden Bearbeitung sind im wesentlichen mechanische, thermische und chemische Einflussfaktoren für die Ausbildung der Randzone maßgebend. Zur Beschreibung der Eigenschaften einer zerspannten Oberfläche werden Merkmale der Oberflächentopographie, wie Rauheit und Mikrostruktur und Merkmale der Randzone, wie Gefügeänderungen, plastische Verformung, Verfestigung, Härteänderungen und Eigenspannungen herangezogen [Gre90, Bac89].

2.3.5.1 Oberflächentopographie

Die Topographie einer zerspannten Oberfläche ist durch ihre Mikrostruktur und Rauheit beschreibbar. Sie beeinflusst maßgeblich tribologische und korrosive Eigenschaften sowie die Schwingfestigkeit des Bauteils.

Die *Mikrostruktur* wird durch Schnittriefen und Oberflächendefekte, wie Löcher, Risse, Schuppen und Fliebschnittunterbrechungen beschrieben. Sie hängt stark von den mechanischen Eigenschaften des Werkstückstoffs, den Schnittbedingungen und der Schneidengeometrie ab.

Die *Rauheit* ergibt sich aus der Überlagerung der Schnittflächenrauheit, der kinematischen Rauheit sowie zusätzlicher Veränderungen der Schnittfläche durch Kontakt mit der Werkzeugfreifläche. Während die Schnittflächenrauheit von den Schnittbedingungen, den Werkstückstoffeigenschaften und dem Zustand der Schneide bestimmt wird, hängt die kinematische Rauheit von der Kinematik des Zerspanungsprozesses ab [Gre90].

BRAMMERTZ [Bra71] hat eine Beziehung zur Abschätzung der Rauheit R_t zerspanter Oberflächen in Abhängigkeit vom Vorschub f , dem Eckenradius der Schneide r_ε und der sogenannten „minimalen Spanungsdicke“ h_{min} aufgestellt:

$$R_t = \frac{f^2}{8 \cdot r_\varepsilon} + \frac{h_{min}}{2} \cdot \left(1 + \frac{r_\varepsilon \cdot h_{min}}{f^2} \right) \quad (2.16)$$

Die vom Werkstückstoff, den Schnittbedingungen und dem Eckenradius der Schneide abhängige minimale Spanungsdicke ist ein Grenzwert, unterhalb dessen keine Späne mehr entstehen. Die bearbeitete Oberfläche wird bei hohen Zerspannungstemperaturen und unter großen plastischen Verformungen ausgebildet. Durch Berücksichtigung der minimalen Spanungsdicke ist

Gleichung (2.16) insbesondere zur Abschätzung der Rauheit von Oberflächen, die durch Zerspanungsverfahren mit variabler Spanungsdicke, wie das Fräsen, entstanden sind, von Interesse.

Für GE XU [Xu96] stellt der Ploughing-Prozess² die Haupteinflussgröße bei der Ausbildung der Oberfläche dar. Während sich beim Gleichlauffräsen Oberflächendefekte als Quetschungsstruktur ausbilden, kennzeichnen beim Gegenlauffräsen Werkstoffaufschweißungen die Oberflächenstruktur. In Schnittrichtung wurden beim Hochgeschwindigkeits-Gleichlauffräsen gemittelte Rauhtiefen R_z kleiner als $1 \mu\text{m}$ erzielt, quer dazu konnten mit feingeschliffenen Schneiden aus Feinkornhartmetall R_z -Werte von $1 \mu\text{m}$ und bei vorhandenem Verschleiß Werte zwischen 2 und $3 \mu\text{m}$ erreicht werden. Die Rauheit in Schnittrichtung lässt sich durch den Einsatz scharfer Schneiden und durch Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit verbessern, während die Rauheit quer zur Schnittrichtung überwiegend von der Schartigkeit der Schneide verursacht wird. Bei großen Zahnvorschüben bestimmt neben der kinematischen Bewegung der Schneide zusätzlich die Maschinensteifigkeit die Oberflächengüte.

SCHULZ [Sch89] untersuchte den Einfluss der Schnittgeschwindigkeit (Bereich 100 bis $1000 \frac{\text{m}}{\text{min}}$) und des Zahnvorschubs (Bereich 0,05 bis $0,45 \text{ mm}$) beim Gleichlauffräsen verschiedener Stahlsorten mit beschichtetem und unbeschichtetem Hartmetall auf die Oberflächengüte (arithmetischer Mittenrauhwert R_a). Die Ergebnisse sind in Abbildung 2.8 dargestellt.

Nahezu unabhängig von der Stahlsorte wurden durch steigende Schnittgeschwindigkeiten bis zu Werten zwischen 600 und $800 \frac{\text{m}}{\text{min}}$ bessere Oberflächengüten erzielt. Eine weitere Steigerung der Schnittgeschwindigkeit führte zur Stagnation bzw. zur leichten Verschlechterung der Oberflächengüte. Bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten zwischen 100 und $300 \frac{\text{m}}{\text{min}}$ kommt es zu Späneverklebungen. Die sich unregelmäßig von der Spanfläche ablösenden Späne werden zum Teil überschritten und verursachen somit schlechtere Oberflächenqualitäten. Weiterhin ergaben sich, ähnlich wie beim Fräsen im konventionellen Schnittgeschwindigkeitsbereich, durch Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit bessere Oberflächenkennwerte, bedingt durch die Abnahme der sich aus den geometrischen Verhält-

²Quetschungsprozess innerhalb des Werkstückstoffbereichs, der sich direkt vor der Schneidkantenverrundung befindet und nicht mehr allein durch Schermechanismen beschreibbar ist.

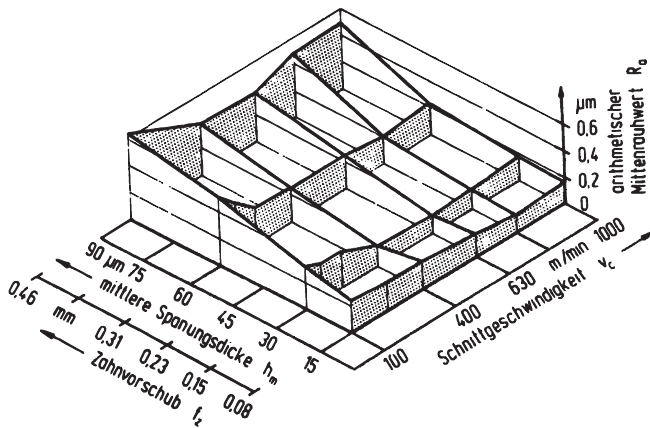


Abbildung 2.8: Oberflächenqualitäten bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten und Zahnvorschüben [Sch89]

nissen ergebenden kinematischen Rauheit und der durch abnehmende Zerspankräfte verursachten dynamischen Rauheit. Mit beschichteten Hartmetallen wurden geringfügig bessere Oberflächenqualitäten erzielt als mit unbeschichteten. Der erreichte Oberflächenkennwert von $R_a \leq 0,3 \mu\text{m}$ entspricht einer Feinbearbeitung.

Im Hochgeschwindigkeitsbereich weisen bearbeitete Oberflächen aus Stahl kurze und lange Riefen in Schnittrichtung auf. Diese werden von sogenannten „Mikrochips“ verursacht, die als Folge der Kontakt- und Spannungsverhältnisse im Bereich unter der Kantenverrundung und der Werkzeugfreifläche im Werkstückstoff entstehen. Sie werden von der Schneide mitgerissen und wieder in die Oberfläche eingedrückt [Xu96].

2.3.5.2 Randzoneneigenschaften

Die Randzone ist für die Lebensdauer eines Bauteils bedeutsam. Für schwingende, tribologische und korrosive Belastungen ist sie der versagenskritische Bereich [Gre90]. Die Eigenschaften der Randzone lassen sich folgendermaßen klassifizieren.

Gefügeänderungen

Gefügeänderungen wie zum Beispiel Phasenumwandlungen entstehen durch Temperaturänderungen und können unerwünschte Änderungen der mechanischen Festigkeit und der Härte zur Folge haben (vgl. Kapitel 2.3.1.3).

Plastische Randzonenverformung

Schnittgrößen und Schneidengeometrie beeinflussen neben der Oberflächentopographie durch die in den Wirkzonen auftretenden Beanspruchungen auch die Verformungen innerhalb der Randschicht der Werkstückoberfläche. Durch die Reibungswärme zwischen der Freifläche und der Werkstückoberfläche wird die Streckgrenze in der Randzone herabgesetzt und dadurch die plastische Verformung erleichtert.

GE XU [Xu96] kam in seinen experimentellen Untersuchungen des Hochgeschwindigkeitsfräsprozesses von Stahlwerkstoffen mit Schneidstoffen aus Hartmetall zu dem wichtigen Ergebnis, dass die Verformungstiefe mit steigender Schnittgeschwindigkeit abnimmt und erklärt dies mit der Abnahme der Quetschkraft im Werkstückstoffbereich direkt vor der Schneidkantenverrundung. Andererseits verursacht eine Vergrößerung der Schneidkantenverrundung durch die damit verbundene Erhöhung der Quetschkraft eine Zunahme der Verformungstiefe. Die Verformungstiefe steigt zusätzlich durch verstärkte Reibung und Druck der Werkzeugfreifläche bei vorhandenem Verschleiß. Die Einflüsse des Zahnvorschubs und des Arbeitseingriffs auf die Verformungstiefe sind dagegen gering.

Verfestigung und Aufhärtung

In Abbildung 2.9 sind die Randzonenstruktur einer zerspanten Oberfläche sowie der zugehörige Mikrohärteverlauf schematisch dargestellt [Xu96].

Neben der verfestigten Schicht wird eine dünne Schicht mit zerstörter Struktur auf der neu bearbeiteten Oberfläche gebildet. Dieser Effekt lässt sich auf die starke Reibung und Pressung unter der Schneidkantenverrundung zurückführen, die zu einer Aufhärtung des Materials, das die neue Werkstückoberfläche und die obere Schicht bildet, führt. Der Härteverlauf $H(x)$ weist an der Werkstückoberfläche den maximalen Wert H_m auf und sinkt mit der Tiefe x von der Werkstückoberfläche bis auf die Härte H_0 des unverformten Grundwerkstoffs. Die Maximalhärte H_m und

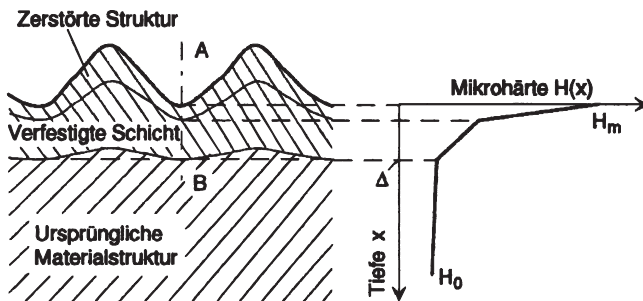


Abbildung 2.9: Randzonenstruktur und Verteilung der Mikrohärtigkeit eines gedrehten Werkstücks [Xu96] (schematisch)

die Aufhärtungstiefe Δ steigen mit Vergrößerung des Schneidkantenradius oder mit dem Freiflächenverschleiß. Zahlenwerte für diese Größen konnten jedoch aus der Literatur nicht ermittelt werden.

Eigenspannungen

Die Entstehung von Eigenspannungen³ in der Werkstückrandzone beim Zerspanen wird im allgemeinen auf das Zusammenwirken von mechanischen, thermischen und metallurgischen Vorgängen zurückgeführt [Gre90]. Abbildung 2.10 gibt einen Überblick über eigenspannungserzeugende Prozesse beim Fräsen.

Es ist ersichtlich, dass mechanische Beanspruchungen Druck- und thermische Beanspruchungen Zugeigenspannungen hervorrufen.

Für die Beurteilung des Einflusses der Schnittgeschwindigkeit auf die Eigenspannungsbildung beim konventionellen Fräsen von Stahlwerkstoffen mit Hartmetallschneidstoffen sind nach GREIF [Gre90] thermische Prozesse von Bedeutung. Unabhängig vom Fräsverfahren steigen die Zugeigenspannungen mit zunehmenden niedrigen Schnittgeschwindigkeiten an und nehmen mit zunehmenden hohen Schnittgeschwindigkeiten ab. Dies bedeutet, dass mit steigenden niedrigen Schnittgeschwindigkeiten die Temperatur im noch nicht abgetrennten Span zunimmt. Damit fließt eine größere Wärmemenge

³Eigenspannungen 1. Art: Diese sind über größere Werkstoffbereiche (mehrere Körner) nahezu homogen.

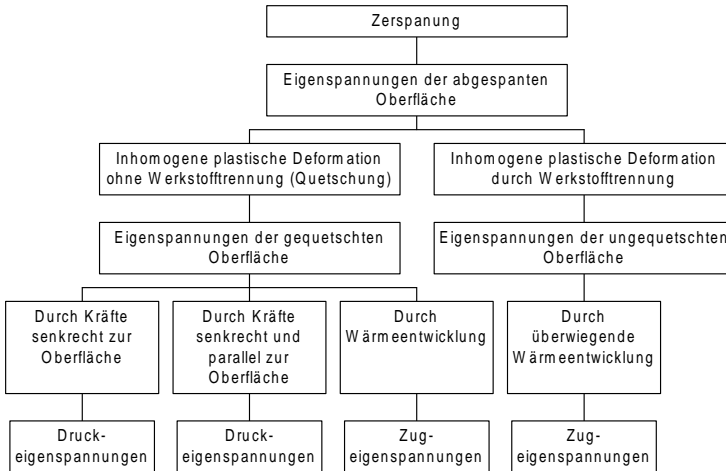


Abbildung 2.10: Eigenstressungserzeugende Prozesse beim Fräsen [Gre90]

vom Span in die zu erzeugende Oberfläche und die thermisch bedingten Zugeigenstressungen nehmen zu. Bei sehr hohen Schnittgeschwindigkeiten ist die Zeit zur Wärmeübertragung vom Span in die zu erzeugende Oberfläche nicht mehr ausreichend, so dass die Zugeigenstressungen wieder abfallen. Dabei nimmt der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Eigenstressungsbildung mit abnehmender Spanungsdicke zu.

Mit zunehmenden hohen Schnittgeschwindigkeiten nehmen die Kontaktzeit zwischen Schneide und Werkstück und somit die Wärmeeindringtiefe im Werkstück ab. Dadurch beschränkt sich der Bereich der thermisch bedingten Zugeigenstressungen auf die äußersten Werkstückoberflächenschichten. Durch die abnehmende Wärmeeindringtiefe kommt bei der Eigenstressungsbildung in der Werkstückrandzone nach Ansicht von KACZMAREK [Xu96] der Verformbarkeit (mechanische Komponente) eine größere Bedeutung zu als der Zerspannungstemperatur (thermische Komponente). So sank die Höhe der bei einer Temperatur von 400°C erreichten Zugeigenstressungsmaxima mit abnehmender plastischer Verformbarkeit der Stähle. Hohe Wärmeleitfähigkeiten des Werkstückstoffs werden für den Übergang

von Zug- zu Druckeigenspannungen in der Oberfläche verantwortlich gemacht. Während der Abkühlphase finden in der Zone unterhalb der Oberfläche, in der sich ein Wärmestau gebildet hat, sekundäre plastische Verformungen statt, die zu Druckeigenspannungen führen.

2.4 **Fazit**

Das Kapitel hat aufgezeigt, dass es sich bei der Zerspanung um ein komplexes System zusammenhängender physikalischer Vorgänge handelt (vgl. Kapitel 2.1). Zur Gestaltung wirtschaftlicher Fertigungsprozesse ist jedoch eine Beherrschung der komplexen Zusammenhänge notwendig, so dass schon immer versucht wurde, Modelle verschiedenster Ansätze zur Beschreibung der Spanungsverhältnisse und der sich daraus ergebenden Zerspanungsgrößen vorherzusagen. Das Kompendium von Kapitel 2.2 beinhaltet eine kurze Beschreibung der verschiedensten Ansätze, wobei es ebenso aufzeigt, dass alle Ansätze durch ihre restriktiven Randbedingungen nur für ein ganz bestimmtes Anwendungsspektrum Gültigkeit besitzen und somit für einen praktischen industrieorientierten Anwendungsfall nur eingeschränkt anwendbar sind. Die verschiedenen Aspekte, die bei der Modellierung von Zerspanungsprozessen zu berücksichtigen sind, unterstreichen nochmals die Komplexität des tribologischen Systems der Zerspanung. Es werden die verschiedenen Ansätze und Modelle zur Beschreibung der Aspekte vorgestellt (vgl. Kapitel 2.3)

Lediglich die Finite-Element-Methode besitzt durch ihre Architektur und Flexibilität das Potenzial und die Anwendungsvielfalt, die Hauptaspekte der Zerspanung durch die Implementation geeigneter Modelle (diverse Materialmodelle, Reibungsmodelle, Verschleißmodelle) zu berücksichtigen und repräsentiert somit die vielversprechendste Methode zur ganzheitlichen Betrachtung und Abbildung der zerspanungstechnologischen Vorgänge.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Die Zerspanung ist ein komplexes System physikalischer Vorgänge, was die Gestaltung wirtschaftlicher Bearbeitungsprozesse zunehmend erschwert. Seit jeher wird versucht, durch Modellbildung eine Systematik in der Zerspanung zu entdecken, die es ermöglicht, prädiktive Aussagen über einen Zerspanungsprozess zu treffen, um damit vorhandene Rationalisierungspotenziale durch Optimierung der Zerspanungsparameter auszunutzen.

Bisherige Prozessmodellierungen auf empirischer oder analytischer Basis besitzen nur Gültigkeit für einen spezifischen Anwendungsbereich, da ihre Strukturen nicht flexibel und nicht modular aufgebaut sind. Mit der Finite-Element-Methode bietet sich ein Werkzeug, welches die verschiedenartigsten Modellbildungen der physikalischen Vorgänge vereinen kann.

Ziel dieser Arbeit ist es, zerspanungstechnologische Vorgänge der Finite-Element-Methode zugänglich zu machen, so dass letztendlich die Modellbildung und Simulation von Zerspanungsprozessen erfolgen kann. Dies geschieht vor dem Hintergrund einer industriellen Applikation mit möglichst genauer Realitätstreue und einer angemessenen Berechnungsdauer. Dabei soll auf die dreidimensionale Stirnplanfräsimulation hingearbeitet werden. Die Zerspanungssimulation dient als Werkzeug zur simulativen Charakterisierung von Zerspanungsprozessen und ist somit ein weiterer Fortschritt im Bereich der Modellbildung. Sie bildet die Grundlage zur ganzheitlichen Betrachtung virtueller Fertigungsprozesse, die als Vision der Zerspanungssimulation zu betrachten ist.

Ausgangspunkt der Vorgehensweise, die Abbildung 3.1 nochmals veranschaulicht, ist zunächst eine zweidimensionale Modellierung des Orthogonalschnitts. Diese soll jedoch nicht entgegen der bisher bekannten Forschungsaktivitäten der Parameteranalyse dienen, sondern spezielle Aspekte der Modellierung beleuchten, deren Erkenntnisse für die dreidimensionale Stirnplanfräsimulation zu nutzen sind. Hauptvorteil der zweidimensionalen Modellierung ist die geringere Berechnungsdauer, die für dreidimensionale

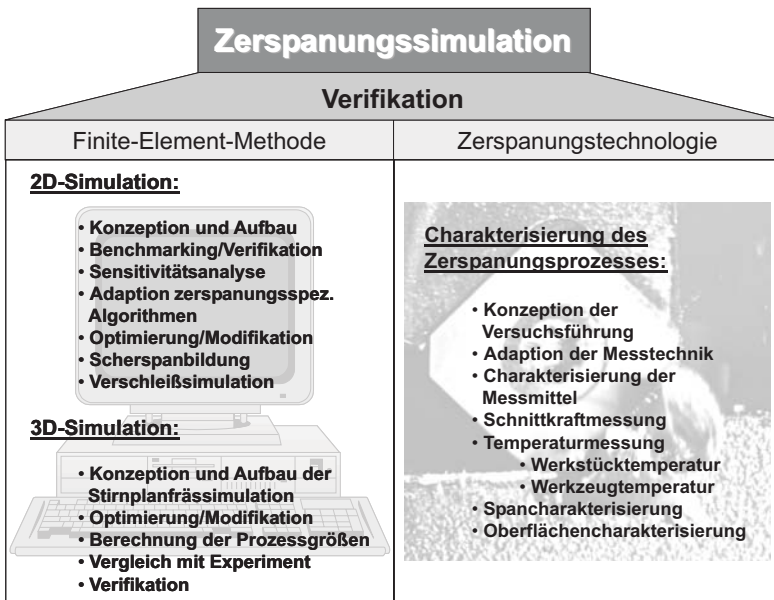


Abbildung 3.1: Beschreibung der Vorgehensweise der Arbeit

Berechnungsprobleme exponentiell ansteigen kann und somit nicht mehr praktikabel und industriell nicht akzeptabel ist. Die entwickelten Simulationsmodelle werden mit anderen aus der Literatur bekannten Modellen verglichen und mit Hilfe dieses Benchmarking deren Zuverlässigkeit und Anwendbarkeit beurteilt. Eine Sensitivitätsanalyse determiniert die wichtigsten Einflussfaktoren auf die zu berechnenden Ausgangsgrößen und bildet somit die Grundlage zur Verifikation und Optimierung der Simulationsmodelle. Zu den zerspanungstechnologischen Vorgängen, die es zu simulieren gilt, soll ebenfalls die Verschleißentwicklung aus den tribologischen Zusammenhängen während der Zerspanung hinzugezählt werden.

Gerade im Hinblick auf eine industrielle Applikation der Simulationsmodelle werden zur Modellierung kommerziell erhältliche FEM-Programme eingesetzt. Deren Leistungsfähigkeit wird durch Adaption benutzerprogrammierter Routinen oder Vernetzungsalgorithmen und -konfigurationen der Simulation von Zerspanungsprozessen angepasst und somit erweitert. Da-

bei lassen sich bereits vorhandene Programmstrukturen, speziell für die Modellierung und Auswertung der Ergebnisse nutzen, deren Eigenentwicklung erheblichen Anteil an der Forschungsleistung haben würde.

Werden neuartige Simulationsmodelle erstellt, so muss, um deren Zuverlässigkeit beurteilen zu können, eine Verifikation derselben erfolgen. Als Vergleichsgrößen können zum einen Daten aus der Literatur entnommen werden, deren Randbedingungen jedoch absolut identisch sein müssen, und zum anderen Zerspanungsgrößen aus experimentellen Untersuchungen ermittelt werden. Zur experimentellen Charakterisierung werden Konzepte zur Versuchsdurchführung erstellt und geeignete messtechnische Hilfsmittel eingesetzt. Die Messtechnik stellt gerade für die Anwendung bei dynamischen Prozessen wie beim Fräsen bis hin zur Hochgeschwindigkeitsbearbeitung eine eigene Herausforderung dar, da die Eigenschaften der Messmittel einen entscheidenden Einfluss auf die Qualität der Ergebnisse haben.

Die gewonnenen Erkenntnisse aus den zweidimensionalen Simulationsprogrammen und den experimentellen Prozesscharakterisierungen werden in der dreidimensionalen Simulation des Stirnplanfräsprozesses, soweit möglich, d. h. vorausgesetzt, die entsprechenden Algorithmen sind bereits für die 3D-Simulation anwendbar, zusammengeführt. Dazu ist es vor allem notwendig, ein zerspanungsspezifisches Materialgesetz für das gewählte Werkstückmaterial CK45, welches das Materialverhalten unter hohen mechanischen und thermischen Belastungen beschreibt, in die Simulation zu implementieren. Es erfolgt eine simulative Berechnung der Prozessgrößen und die Verifikation mit experimentell ermittelten Zerspanungsgrößen.

4 2D-Simulation des Zerspanungsprozesses

Eine Vorgehensweise der Modellierung ist die Vereinfachung von komplexeren Zusammenhängen bis zu einem zulässigen Grad unter Berücksichtigung von spezifischen Randbedingungen. So wird in einem ersten Schritt ein vereinfachter Zerspanungsprozess betrachtet, der im zweidimensionalen Raum erfolgen kann und somit die Rechnungen hinsichtlich der Berechnungsdauer und der betrachteten Kinematik vereinfacht. Mit dieser Vorgehensweise werden zunächst mit einer zweidimensionalen Berechnung Lösungsansätze hinsichtlich der Modellierungsansätze und -algorithmen gefunden. Deren Ergebnisse können dann in umfangreichere, dreidimensionale Zerspanungssimulationen übertragen werden.

4.1 Anforderungen an eine Zerspanungssimulation

Zur lösungsgenauen Diskretisierung von Zerspanungsprozessen muss die Simulation einigen Anforderungen genügen:

- Berücksichtigung der physikalischen Zusammenhänge
- Modellierung der Spansegmentierung
- Kinematik für verschiedene Bearbeitungsprozesse implementierbar
- Materialauftrennung und Spanbildung simulierbar
- Hohe Deformations- und Temperaturgradienten in Scherzone → feine Diskretisierung

- Stark verzerrte Elemente im Span \rightarrow Konvergenzprobleme \rightarrow adaptive Neuvernetzung
- Hoher Rechenaufwand \rightarrow grobe Diskretisierung in äußeren Bereichen
- Zerspanungsspezifisches Werkstoffverhalten

Neben der Berücksichtigung und Implementation der physikalischen Zusammenhänge durch geeignete Modellierungsansätze (vgl. Kapitel 2.3), die auch die Spansegmentierung von Kapitel 2.3.1.2 beinhalten, sollte für die Realisierung einer Zerspanungssimulation jede beliebige Kinematik modellierbar sein. Damit ist gewährleistet, dass eine breite Palette der verschiedenen Bearbeitungsprozesse abgebildet werden kann. Diese kann vom einfachen zweidimensionalen Orthogonalschnitt bis zur komplex überlagerten translatorischen und rotatorischen Bewegung wie z. B. beim Stirnplanfräsen oder noch komplexeren Zerspanungskinematiken wie z. B. beim Wälzschälen von Zahnrädern reichen. Bei der Zerspanung handelt es sich größtenteils um einen Materialauftrennungsmechanismus [Tön95, Vie70, KK97]. In anderen Untersuchungen wird das Verhalten des Werkstückstoffs als ideal duktil angenommen, so dass es sich bei der Zerspanung um einen reinen Umformungsprozess, d. h. einen Umfließprozess um die Werkzeugschneide, handelt [KFA97, Fal98]. Ein aufklärender Aufschluß über die Trennungsmechanismen beim Fräsen ist nicht vorhanden und wird in aktuellen Forschungsaktivitäten weiterhin diskutiert. Trotzdem muss ein Materialauftrennungsmechanismus mit der FEM realisiert werden. Zur Auflösung der zu erwartenden hohen plastischen Deformationen und Temperaturen wird ein ausreichend feines Netz von Elementen benötigt, da sonst eine Abweichung der Berechnungsergebnisse erfolgen kann. Durch die Reibungsverhältnisse auf der Spanfläche ist eine starke Verzerrung des Elementnetzes möglich, welches zu Konvergenzproblemen führen kann. In Einzelfällen muss daher eine adaptive Neuvernetzung eingesetzt werden, die die Verzerrungen wieder auflöst, so dass eine Weiterberechnung erfolgen kann (vgl. Kapitel 4.2). Eine Erhöhung der Elementdichte hat unweigerlich eine Erhöhung der Rechenzeit zur Folge, so dass ein Kompromiss zwischen notwendiger und ausreichender Elementdichte und angemessener Rechenzeit gefunden werden muss. Bereiche, die nicht einen direkten Einfluss auf die Spanbildung haben, können daher mit einer größeren Elementdichte versehen werden. Wie in Kapitel 2.3.1 bereits erläutert, muss für die Simulation von Zerspanungsprozessen ein zerspanungsspezifisches Materialmodell verwendet werden, welches

einen funktionalen Zusammenhang zwischen den vorhandenen Dehnungs-, Dehnungsraten- und Temperaturverhältnissen beschreibt.

4.2 Aufbau der 2D-Simulation

Die nachfolgend aufgezeigten 2D-Simulationen verwenden ein einfaches elastisch-plastisches Materialmodell für das Werkstück (Ck45), da für die Untersuchung verschiedener Modellierungsaspekte keine Abhängigkeit des Materials von Dehnung, Dehnungsrate und Temperatur zunächst notwendig ist. Die Einflüsse des Materialmodells hinsichtlich der Spannbildung wird in Kapitel 4.5 betrachtet.

Die Modellierung des zweidimensionalen Orthogonalschnitts bildet in erster Näherung die Simulation des Drehprozesses ab, sofern die Schnittbreite zehnmal größer ist als die Spannungstiefe [Mer45b] und wird daher mit experimentellen Drehversuchen verifiziert.

Das Modell besteht aus zwei separat modellierten Festkörpern (solids), der Wendeschneidplatte und dem Werkstück, die durch eine Parametrisierung der Kinematik frei positionierbar zueinander sind. Damit ist eine einfache Variation der Schnittparameter wie die Schnittgeschwindigkeit und der Vorschub zu realisieren. Wird eine Variation der geometrischen Verhältnisse der Schneide (Freiwinkel, Spanwinkel) beabsichtigt, muss diese neu modelliert und der Rechnung zugänglich gemacht werden. Das Werkstück ist auf der Unterseite durch die Begrenzung der Freiheitsgrade fixiert. Die Wendeschneidplatte kann als Festkörper (rigid-body), als elastischer oder elastisch-plastischer Körper ausgebildet werden. Die Modellierung als rigid-body erlaubt eine Reduzierung der Lösungsmatrix der FEM und somit eine Beschleunigung der Rechnung bis zu 35 %. Sie ermöglicht jedoch nicht die Auswertung der Spannungsverteilung auf der Wendeschneidplatte. Werden diese Ergebnisse benötigt, muss die Wendeschneidplatte mindestens als elastischer Körper ausgebildet werden. Die Auswertung der Zerspankräfte kann nach wie vor erfolgen.

Die Beschleunigung der Wendeschneidplatte erfolgt durch die Referenzierung zu einem bestimmten Knotenpunkt in der Simulation, dem als Randbedingung die Kinematik des Zerspanungsprozesses übergeben wird [HKSa], womit die Wendeschneidplatte mit dem Werkstück zur Kollision

gebracht wird. Die Simulation berücksichtigt daher auch den Eintrittsstoß der Wendeschneidplatte auf das Werkstück, welcher unter Umständen einen entscheidenden Einfluss auf den Bearbeitungsprozess haben kann [SS96].

Zur Modellierung der Materialauftrennung vor der Schneide werden von dem verwendeten Berechnungsprogramm ABAQUS/Explicit zwei Möglichkeiten angeboten. Zum einen kann die bereits in die FEM implementierte Funktion „Shear-Failure“ verwendet werden und zum anderen besteht die Möglichkeit, ein Versagenskriterium mit in die benutzerdefinierte Materialroutine, die das zerspanungstechnologische Materialverhalten beschreibt, zu integrieren.

Für die ersten einfachen zweidimensionalen Berechnungen wird das Shear-Failure-Versagenskriterium verwendet. Es basiert auf der plastischen Vergleichsdehnung und beschreibt das Versagen von Netzelementen, sobald der Schadensparameter ω den Wert 1 erreicht hat. Den Elementen wird im Versagensfall die Steifigkeit entzogen und leisten somit keinen Beitrag mehr zur Spanbildungssimulation. Der Schadensparameter ω ist definiert als:

$$\omega = \Sigma \left(\frac{\Delta \bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_f^{pl}} \right) \quad (4.1)$$

mit $\Delta \bar{\varepsilon}^{pl}$ als Inkrement der plastischen Vergleichsdehnung und $\bar{\varepsilon}_f^{pl}$ als versagenskritische Dehnung, meist gleich der Bruchdehnung des Materials. Mit diesem Kriterium werden alle Elemente beaufschlagt, so dass kein Auftrennungspfad des Materials vorgegeben werden muss. Im folgenden werden Ergebnisse von Testrechnungen mit unterschiedlichen Zielsetzungen dargestellt.

4.3 Selbstkontakt

Bei der Bildung von Fließspänen neigt der Span in der Regel zum Zusammenrollen und Bildung einer Spirale. Dabei kommt er mit sich selbst in Kontakt. Kontakt zwischen zwei Flächen muss in der FEM separat definiert werden, da sonst erstaunliche aber realitätsfremde Bilder entstehen können, wie es in Abbildung 4.1(a) dargestellt ist. Dabei durchdringt der

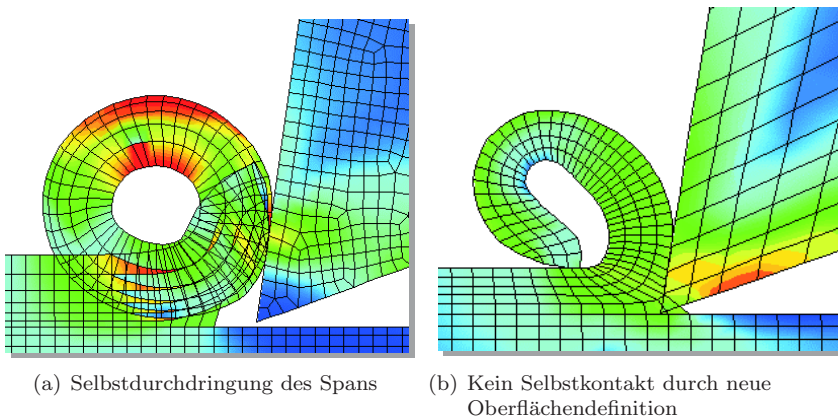


Abbildung 4.1: Selbstdurchdringung und Lösung bei Fließspanbildung

Span im weiteren Verlauf der Simulation die noch nicht zerspannte Oberfläche vor der Schneide. Ein Abstoßen kann nicht erfolgen, wodurch sich der Span zur Endlosspirale ausformt.

Durch Anbringung weiterer Oberflächendefinitionen kann realisiert werden, dass sich der Span auch an der noch nicht zerspannten Oberfläche abdrückt und keine Durchdringung erfolgt (vgl. Abbildung 4.1(b)). Diese Spanbildung entspricht eher den realen Gegebenheiten. Ein Spanbruch aufgrund des Abdrückens des Spans ist in diesem Stadium der Simulation nicht implementiert. Ansätze zur Rissinduzierung aufgrund hoher Spannungsinduktion durch Spankollision mit anderen Oberflächen sind in [MBT02] realisiert und beschrieben. Erweiterungen der Anwendungssoftware beabsichtigen die Implementierung eines „General Contact“-Algorithmus, womit keine expliziten Oberflächendefinitionen mehr notwendig werden und die Simulation Netzüberschneidungen automatisch erkennt und vermeidet.

4.4 Automatische Neuvernetzung (adaptive meshing)

Bei der Zerspanungssimulation bereiten oft die aufgrund großer Verformungen stark verzerrten Elemente Probleme, da sie zu Konvergenzproblemen und somit zum Abbruch der Berechnung führen [Cer99] können. Abhilfe schaffen Neuvernetzungsalgorithmen (ALE = Arbitrary Lagrangian-Eulerian Method [HKSc]), die die Beschaffenheit des Elementnetzes nach einer bestimmten Anzahl von Berechnungsschritten überprüfen und gegebenenfalls korrigieren, ohne die Topologie des Netzes zu verändern. Abbildung 4.2 zeigt die Unterschiede der Netzbeschaffenheit bei der Simulation eines orthogonalen Materialschnitts auf.

Abbildung 4.2(a) zeigt deutliche Elementverzerrungen im Bereich der neu entstandenen Spanfläche, Abbildung 4.2(b) dagegen ein gleichmäßig verteiltes Netz. Quantitative Betrachtungen zeigen keine Unterschiede in den Berechnungsergebnissen im Span und in der Wendeschneidplatte. Weitere Anwendungsgebiete der Neuvernetzungsalgorithmen zur Reduzierung der Berechnungsdauer sind Netzvergrößerungen, Glätten von Netzstrukturen und Subcycling-Methoden [MO95]. Bereiche, die auf die eigentliche dynamische Berechnung keinen Einfluss mehr haben, wie zum Beispiel das Ende des abgetrennten Spans, können einer Netzvergrößerung unterzogen werden, womit das Zeitinkrement vergrößert und somit Berechnungszeit eingespart wird. Das Glätten von Netzstrukturen wird in Fällen eingesetzt, wo durch den Trennungsmechanismus scharfe Konturen an der Trennlinie entstanden sind und dadurch andere Verfeinerungsalgorithmen versagen. Die Subcycling-Methode reduziert die Berechnungsdauer, in dem sie jedem Element individuell ein angepasstes Zeitinkrement zuordnet. Größere Strukturen werden somit seltener aktualisiert als feine, womit wiederum Berechnungszeit eingespart werden kann.

4.5 Scherspansimulation

Bei der Zerspanung von metallischen Werkstoffen mit höheren Schnittgeschwindigkeiten ist eine Ausbildung von segmentierten Spänen zu beobachten [TBAKU99]. Die Mechanismen wurden bereits in Kapitel 2.3.1.2

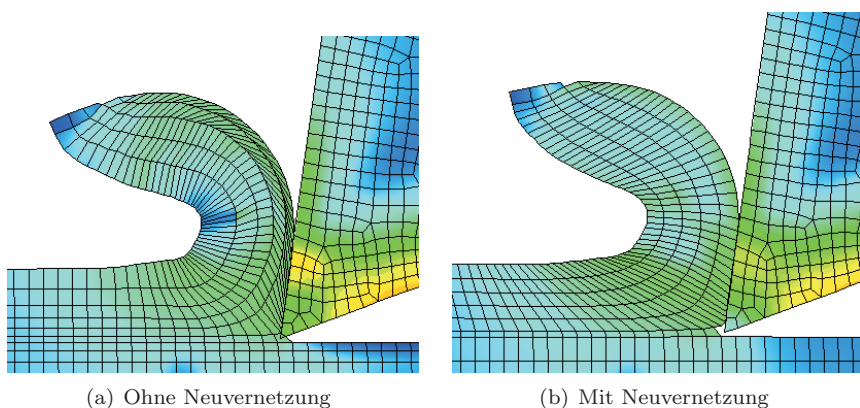


Abbildung 4.2: Optimierung der Netzbeschaffenheit

erläutert. Die Simulation muss die Bildung von Scherspanen unter gegebenen Randbedingungen ebenfalls leisten, um die realen Gegebenheiten der Spanbildung wiederzugeben. Somit sind geeignete Modellierungsansätze zu finden und zu entwickeln.

4.5.1 Scherspanbildung durch Versagenskriterium

In einem ersten Schritt wird die genaue Definition eines Scherspanausbildungskriteriums vernachlässigt. Vielmehr steht die Untersuchung der Machbarkeit zur Realisierung eines „Abgleitens“ einer Scherebene mit der Finite-Element-Methode im Vordergrund. Dazu ist einer zuvor definierten Elementgruppe in Lage und Breite der Scherebene ein dehnungsbasiertes Versagenskriterium (vgl. Shear-Failure-Kriterium, Kapitel 4.2) einzubringen. Bei Erreichen eines zuvor festgelegten Scherdehnungskriteriums ist ein Abgleiten der Scherebene festzustellen. Abbildung 4.3 zeigt einen realen und einen simulierten Scherspan.

Mit dieser Methode ist ein „kontrolliertes“ Gleiten der Scherebenen nicht zu realisieren. Nach Erreichen des Scherkriteriums bildet sich die Scherebene aus und kommt nicht mehr zum Stillstand. Daher ist ein weiteres Kriterium zum Anhalten des Schervorgangs notwendig. Die Start- und Stoppkriterien

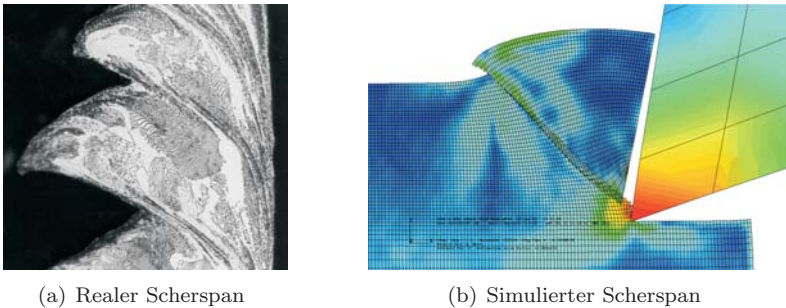


Abbildung 4.3: Reale Aufnahme und Simulation eines Scherspans

für eine Abscherung des Spans sind aus experimentellen Untersuchungen zu bestimmen und in das Modell zu integrieren. Ein ähnliches Vorgehen ist mit der Bestimmung eines Schädigungsparameters zur Simulation eines Risswachstums in die Scherebene in [Cer99] beschrieben.

4.5.2 Scherspannbildung durch thermische Entfestigung

Einen anderen Ansatz verfolgt die Scherspannbildung durch gezielte Entfestigung des Materials durch Eingriff in die Materialparameter. Dazu wird das in Kapitel 2.3.1.1 beschriebene Materialmodell, welches BIESINGER in eine benutzerdefinierte Materialroutine programmiert hat [SWB⁺01], verwendet und in die 2D-Simulation eingebaut. Die thermische Entfestigung ist für die Lokalisierung der plastischen Deformation wichtig. Zur Ausbildung eines Scherspans muss es deshalb zu einer ausgeprägten thermischen Entfestigung kommen. Um die thermische Entfestigung zu begünstigen, wird deshalb die Starttemperatur geändert. Bei einem Spanwinkel $\gamma = -10^\circ$, einer Schnittgeschwindigkeit $v_C = 600$ m/min und einer Starttemperatur $T = 0$ K zeigt die Zerspannungssimulation eine Lokalisierung der plastischen Deformation und daraus resultierend die Scherspannbildung. In Abbildung 4.4(a) und 4.4(b) ist das Ergebnis für diese Scherspannsimulation dargestellt.

Die Abbildung 4.4(a) zeigt das Werkzeug mit einem Spanwinkel $\gamma = -10^\circ$, das Werkstück und den sich bildenden Scherspan. Der Konturplot entspricht der simulierten Verteilung der Vergleichsspannung nach VON MISES in MPa.

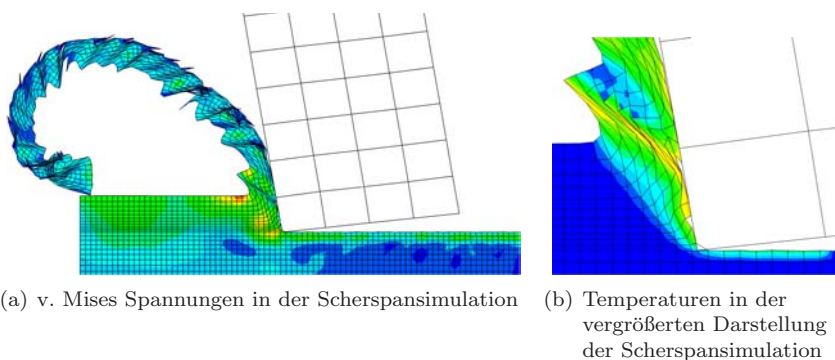


Abbildung 4.4: Scherspannbildung durch thermische Entfestigung im Materialmodell

Die Lokalisierung der Verformung auf schmale Bereiche innerhalb des Spans ist gut zu erkennen. Bereiche mit starker Lokalisierung wechseln sich mit Spanbereichen ab, die weniger stark verzerrt und damit geringer plastisch deformiert sind. Die größten Vergleichsspannungen treten im Bereich der primären Scherzone auf und erreichen einen Betrag von bis zu 2000 MPa. Hinter der Werkzeugschneide ist im oberflächennahen Bereich eine Zone mit zurückbleibenden Spannungen in der Größenordnung ≈ 800 MPa zu erkennen. Um die daraus resultierenden Eigenspannungen zu bestimmen, muss ein Relaxations-Berechnungsschritt an die Zerspanungssimulation angeschlossen werden, der einen Temperaturengleich zum Ziel hat.

In Abbildung 4.4(b) ist die Vergrößerung der Spannbildung und die Elementtemperatur als Konturplot zu demselben Simulationszeitpunkt dargestellt. Es ist die Lokalisierung der Verformung und damit die Konzentration auf einen schmalen Spanbereich zu erkennen. Bereiche mit Lokalisierung zeigen hierbei Temperaturen von bis zu ≈ 750 K, weniger stark verformte Bereiche bis zu ≈ 200 K.

Ausgehend von einer Starttemperatur von 0 K ist die thermische Entfestigung so stark, dass es zur Ausbildung der Lokalisierung kommt. Wird die Starttemperatur auf Raumtemperatur gesetzt, so tritt der Effekt der Lokalisierung nicht auf. Dies deutet darauf hin, dass die thermische Entfes-

tigung dann zu gering ist. Eine Modifikation der Materialroutine hat daher zu erfolgen.

4.6 Benchmarking

Die Simulationen im zweidimensionalen Raum werden einer Verifikation mit eigens experimentell ermittelten Werten nicht unterzogen, da für den 2D-Fall die Daten aus der Literatur entnommen werden können. Die folgende Benchmarking-Analyse soll Aufschluss über die Verwendbarkeit des kommerziell verfügbaren FEM-Programms ABAQUS/Explicit unter Verwendung verschiedener Materialmodelle, im speziellen des Materialmodells aus Kapitel 2.3.1.1, geben. Dies ist insofern sinnvoll und von Interesse, da sich der Aufbau des Simulationsmodells bezüglich der Materialauftrennung von anderen Modellen unterscheidet. Wie in Kapitel 4.2 erläutert, wird zur Realisierung des Materialauftrennungsvorgangs ein Trennkriterium eingefügt. Andere FEM-Programme verfügen über einen Neuvernetzungsalgorithmus, der dazu verwendet wird, ein Umfließen des Materials um die Werkzeugschneide zu realisieren. Da das Trennkriterium unter Umständen einen erheblichen Einfluss auf die Schnittkräfte haben kann, wird daher ein Vergleich verschiedener Simulationen betrachtet.

Zur Benchmarking-Analyse werden Simulationen des Orthogonalschnitts durchgeführt und die Prozessgrößen wie Schnittkraft, Temperaturen und die Spangeometrie mit Ergebnissen aus anderen Berechnungsprogrammen bei gleichen Zerspanungsbedingungen verglichen. Das Benchmarking erfolgt mit Daten aus den Arbeiten [AYJ01] für Schnittkräfte und Temperaturen und [KM00] für Schnittkräfte und Spangeometrie. Die getesteten FEM-Programme sind im einzelnen:

1. *DEFORMTM-2D* : Impliziter FEM-Code, Hersteller Scientific Forming Technologies Corporation, Columbus, Ohio, USA
2. *AdvantEdge*, Expliziter FEM-Code, Hersteller Third Wave Systems, Minneapolis, USA
3. *Oxcut*, Berechnungsprogramm basierend auf analytischen, kontinuumsmechanischen Überlegungen von OXLEY [Oxl89], umgesetzt

vom Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing (ERC/NSM), Prof. Altan, Columbus, Ohio, USA

4. *MSC/AutoForge*, Impliziter FEM-Code, Hersteller MSC.Software Corporation, Kalifornien, USA
5. *ABAQUS/Standard*, Impliziter FEM-Code, Hersteller HKS, Plymouth, Michigan, USA
6. *ABAQUS/Explicit*, Expliziter FEM-Code, Hersteller HKS, Plymouth, Michigan, USA

Zur Berücksichtigung des Materialverhaltens des verwendeten Werkstückmaterials Ck45 werden Daten aus verschiedenen Materialmodellen eingesetzt:

KAL: nach KALHORI [KM00] basierend auf JOHNSON-COOK [JC85]

ERC: nach JAIN und ALTAN [JA02] basierend auf JOHNSON-COOK

VUMAT: nach VÖHRINGER [BSVM96] aus Kapitel 2.3.1.1

EP: elastisch-plastisches Materialmodell, Tabellenwerte aus Zugversuchen

Die verwendeten Zerspanungs- und Simulationsparameter sind in Tabelle 4.1 dargestellt.

Ein Vergleich der mit ABAQUS/Explicit berechneten Simulationsergebnisse mit den Ergebnissen aus [AYJ01] zeigt Abbildung 4.5. Die Zuordnung der Säulen erfolgt von rechts nach links und von oben nach unten. So repräsentieren jeweils die rechten Säulen die experimentell ermittelten Schnittkräfte bzw. Passivkräfte und die jeweils linken Säulen die Ergebnisse aus der Simulation mit dem Programm von Third Wave Systems. Nach dem Programmnamen ist zusätzlich, getrennt durch einen Schrägstrich, das verwendete Materialmodell angegeben. Die Berechnung mit ABAQUS/Explizit erfolgte unter Verwendung von drei Materialmodellen. Es ist ersichtlich, dass die beiden Modelle (ERC und VUMAT), die eine Dehnungsgeschwindigkeits- und Temperaturabhängigkeit integriert haben, im Vergleich zu den experimentell ermittelten Schnittkräften eine recht gute Übereinstimmung ergeben.

Parameter	[AYJ01]	[KM00]
Schneidstoff:	Hartmetall unbeschichtet	Hartmetall unbeschichtet
Schnittgeschwindigkeit:	300 m/min	200 m/min
Schnitttiefe:	0,145 mm	0,25 mm
Spanwinkel:	-7°	6°
Freiwinkel:	5°	6°
Schneidkantenradius:	25 μm	50 μm
Schnittstellen- Reibungsansatz:	Coulomb'sche Reibung $\mu = 0.6$	Coulomb'sche Reibung $\mu = 0.27$
Wärmeübertragungs- koeffizient:	10000 N/s/mm/°C	10000 N/s/mm/°C
Taylor-Quinney- Faktor ^a	0.9	0.9
Wärmeübergangsko- effizient:	0,2 N/s/mm/°C	0,2 N/s/mm/°C

^aAnteil der plastischen Arbeit, die in Wärme umgesetzt wird [TQ34].

Tabelle 4.1: Verwendete Zerspanungs- und Simulationsparameter für die Benchmarking-Analyse

Die Abweichungen liegen im Bereich kleiner 15 Prozent. Das rein elastisch-plastische Materialmodell (EP) liefert ungenügende Ergebnisse. Die Abweichung ist im Vergleich zu den anderen Ergebnissen außerordentlich hoch. Dies verdeutlicht nochmals die Notwendigkeit eines zerspanungsspezifischen Materialmodells, wie es in Kapitel 2.3.1 bereits ausführlich diskutiert wurde. Die Verwendung eines rein elastisch-plastischen Materialmodells zur simulativen Bestimmung zerspanungstechnologischer Größen ist unzulässig und ungenügend. Die restlichen FEM-Programme liefern ähnliche Ergebnisse, außer der Schnittkraft berechnet mit Third Wave Systems, das ein wenig höhere Werte liefert.

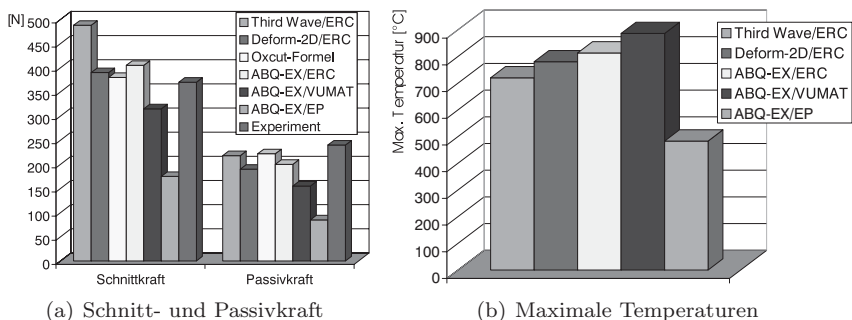


Abbildung 4.5: Benchmarking mit verschiedenen FEM-Codes

Betrachtet man die Temperaturen (vgl. Abbildung 4.5(b)), so ist ebenso wieder auffallend, dass das elastisch-plastische Modell große Abweichungen zu den anderen Programmen aufweist. Die restlichen Ergebnisse liegen in einem ähnlichen Temperaturbereich. Experimentelle Daten sind in der Literatur für diesen Zerspanungsfall nicht angegeben. Des weiteren sind aus Oxcut keine Temperaturen zu entnehmen. Die Berechnung mit ABAQUS/Explicit und dem Materialmodell VUMAT ergibt die höchsten Temperaturen. Dies erklärt eventuell auch die kleineren Schnittkräfte, da durch eine höhere Temperatur im Material die Fließspannung des Werkstückstoffs herabgesetzt wird, was geringere Schnittkräfte bewirken kann.

KALHORI betrachtet in seinen Untersuchungen neben den Schnittkräften, die zu vergleichbaren Ergebnissen führen, zusätzlich die Schnittstelle und die Spanmorphologie. So hat er im Experiment neben der Spanndicke, die Länge des Kontakts zwischen Span und Spanfläche und den Scherwinkel in der Scherzone des Spans untersucht und die Ergebnisse mit ABAQUS/Standard-Rechnungen verglichen. JAIN erweiterte dieses Benchmarking mit vergleichenden Ergebnissen aus Rechnungen mit DEFORMTM-2D. Die Berechnung des gleichen Zerspanungszustands mit ABAQUS/Explizit ergibt keine signifikanten Abweichungen in den erwähnten Größen (vgl. Abbildung 4.6)

Die Benchmarking-Analyse hat gezeigt, dass die Verwendung des FEM-Programms ABAQUS/Explizit zur Berechnung von Zerspanungsprozessen vergleichbare Ergebnisse wie andere FEM-Programme liefert. Trotz

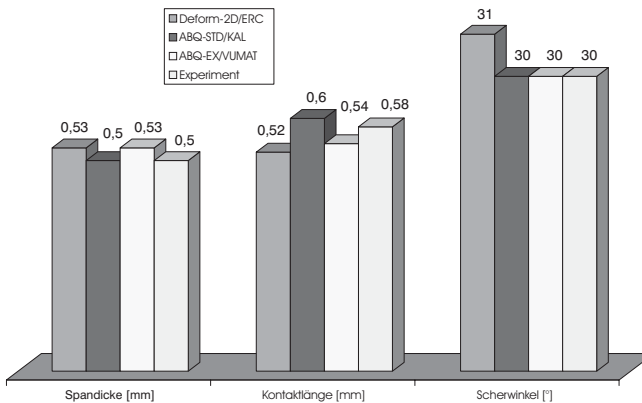


Abbildung 4.6: Simulative Spancharakterisierung mit verschiedenen FEM-Programmen

der Implementierung eines Materialauftrennungsmechanismus weichen die Schnittkräfte, Temperaturen und Schnittstelleneigenschaften nicht signifikant von anderen Berechnungsergebnissen ab. Von einer Übertragung dieser Erkenntnisse auf dreidimensionale Berechnungsprobleme ist auszugehen.

4.7 Sensitivitätsanalyse

Die Zerspanungssimulation hängt von diversen Eingangsparametern ab, deren Abhängigkeit zu untersuchen ist, um entscheiden zu können, an welchen Stellen nach einem ersten durchgeführten Verifikationsschritt eine Modifikation der Parameter erfolgen muss und kann, um eine optimierte Zerspanungssimulation zu erreichen. Dazu ist es in einem ersten Schritt notwendig, die Eingangsparameter für die Zerspanungssimulation zu ermitteln und ihren Einfluss zu bestimmen. Aus der Zerspanungstechnik sind die Technologiegrößen Schnittgeschwindigkeit, Vorschub, etc. bereits bekannt. Auch diese Größen haben bei der Variation einen entscheidenden Einfluss auf die Berechnungsgrößen. Mit der Simulation kommen nun aber zusätzliche Eingangsgrößen hinzu, so dass die Gesamtmenge der Parameter in vier Hauptbereiche eingeteilt werden kann. Nachfolgend sind die Klassen mit ihren Vertretern aufgezeigt:

Zerspanungsparameter: Spanwinkel, Freiwinkel, Schnittgeschwindigkeit, Vorschub, Schneidkantenradius, Phasenwinkel, Phasenbreite, Beschichtungsdicke, -anzahl (Multilayer)

Schnittstellenparameter: Reibungsverhältnisse, Reibungsmodelle und deren Koeffizienten, Kühlung/Wärmeübergangskoeffizienten

Werkstoffparameter: thermische und mechanische Werkstückstoffeigenschaften, verwendete Materialmodelle und deren Koeffizienten, thermische und mechanische Schneidstoffeigenschaften, thermische und mechanische Beschichtungseigenschaften

Simulationsparameter: Netzkonfiguration, Formulierung (Explizit, Implizit) Materialauftrennungskriterium, FEM-Algorithmus, Elementtyp

In den Tabellen 4.3 bis 4.6 sind die Ergebnisse aus ausführlichen Recherchen und aus eigenen Simulationen zusammengefaßt. Tabelle 4.2 enthält die Hauptvertreter der verwendeten Literatur, d. h. es sind weitere Literaturangaben vorhanden, die aber zu ähnlichen Ergebnissen führen. Die Verteilung der Literaturstellen ist in den Tabellen 4.3 bis 4.6 mit angegeben. In den angegebenen Literaturstellen wird jeweils nur die Eingangsgröße in entsprechender Zeile variiert und liefert Ergebnisse zum Einflussverhalten bezüglich mindestens einer der dargestellten Ausgangsgrößen.

Die Zellen enthalten Angaben über steigende („+“) oder fallende („-“) Tendenzen, d.h. einen positiven oder negativen Einfluss auf die Ausgangsgrößen mit entsprechender Variation der Eingangsparameter. Das Zeichen („o“) bedeutet, dass die Eingangsgröße keine signifikante Auswirkung auf die jeweilige Ausgangsgröße hat. Leere Zellen zeigen weiteren Forschungsbedarf auf, da für sie eine Abhängigkeit nicht zu finden ist. Es wird stets davon ausgegangen, dass der Wert der Eingangsgröße erhöht wird. Eine quantitative Angabe des Einflusses ist aufgrund der unterschiedlichen Stärke der Variation der Eingangsgrößen in den verschiedenen untersuchten Simulationen nicht anzugeben. Es ist lediglich durch eine Vervielfachung der Vorzeichen abzuschätzen, ob die entsprechende Größe einen großen oder weniger großen Einfluss auf die Ausgangsgröße hat. Eine beliebige Ausdehnung der Sensitivitätsanalyse, speziell für die Koeffizienten der unterschiedlichen Materialmodelle ist vorstellbar, um eine Quantifizierung der Variation der Eingangsgrößen und deren Einfluss auf die Ausgangsgrößen zu erhalten. Die

tabellarisierten Ergebnisse beziehen sich auf spezifisch definierte Annahmen und Voraussetzungen, die vom Autor zuvor festgelegt wurden. Werden Teile der Annahmen vernachlässigt, so kann dies zu einer Abweichung der dargestellten Ergebnisse führen.

- [1]:** [Shi95], [Gu02], [MB02], [CD00], [RS98], [SYA00]
- [2]:** [LSI99], [BW01], [KM00], [Ng99], [OMSU97], [LW29], [Gu02], [RS98]
- [3]:** [Grz00], [Gu02], [CN98], [EM00], [MB02], [RS98]
- [4]:** [JA02], [KLS99], [CN98], [EM00]
- [5]:** [JA02], [SYA00], [AR00]
- [6]:** [CFM99], [CD00], [HGLM96], [BW01]
- [7]:** [JYA01], [RS98]
- [8]:** [Hop02]
- [9]:** [SSA⁺02]

Tabelle 4.2: Verteilung der Literaturquellen zur Sensitivitätsanalyse

Die Sensitivitätsanalyse erfolgt unter der Variation nur eines Eingangsparameters bei sonst konstanten Bedingungen. Weitere Untersuchungen beschreiben die Variation mehrerer Eingangsparameter und deren Auswirkungen. So beschreibt ELBESTAWI [EW01] den Einfluss verschiedener Johnson-Cook Modelle unter Variation der Koeffizienten der Johnson-Cook Gleichung für das gleiche Material Ti6Al4V auf die Zerspanungsgrößen. Ergebnisse dieser Art sind in der tabellarischen Auflistung nicht enthalten.

Als Ausgangsgrößen sind angegeben: Die Schnittkraft F_C , die Passivkraft F_P , die Temperatur T in der Zerspanungswirkstelle, die Spandicke t , die Kontaktlänge l zwischen Span und Spanfläche des Werkzeugs und der Scherwinkel ϕ des Spans. Die Dehnungen ε im Werkstückmaterial sind in die Dehnungen in der primären Scherzone ε_p und die Dehnungen in der sekundären Scherzone ε_s aufgeteilt, entsprechend die Dehnungsraten $\dot{\varepsilon}$, $\dot{\varepsilon}_p$ und $\dot{\varepsilon}_s$. Die Betrachtung der Spannungen σ im Werkzeug können in Normalspannungen σ_N und Schubspannungen σ_S aufgeteilt werden. Vergleichende

Auswertungen der Eigenspannungen σ_{E_s} sind nur vereinzelt vorhanden. Weitere Größen, die aus der Simulation direkt zu berechnen sind, im speziellen Größen zur Charakterisierung der Oberflächentopographie und der Randzoneneigenschaften, sind in den Tabellen nicht angegeben, da eine Bestimmung des Einflusses bisher nicht erfolgt ist. Weitere Ausgangsgrößen sind mit der Simulation zur Verifikation nicht zu berechnen, sofern nicht die Verwendung von diversen integrierbaren Modellen erfolgt (s. Kapitel 4.8)

			Zerspanungsparameter														
			Ausgangsgrößen														
Eingangsgrößen	Zerspanungsparameter	Spanwinkel [1]	F _C	F _P	T	t	l	φ	E		Ė		σ		σ _{Es}		
			ε _p	ε _s	ε̇ _p	ε̇ _s	σ _N	σ _S									
	Schneidengeometrie	Schneidgeschwindigkeit [2]	Vorschub [3]														
				Schneidkantenradius [4]													
					Phasenwinkel [5]												
Phasenbreite [5]																	
				--	--	--	--	--	++	--	-	++	0	+	0	--	
			-	-	++		+	+		++							
			++	+	+	+	++	+									
			+	++	+	+	+	--	+	++	-	0	+	0			
			+	++	+	0	+	0	+	+			0	+			
			0	0	+	0	0	0	0	0	0	0	0	0			

Tabelle 4.3: Einfluss der Zerspanungsparameter auf die Ausgangsgrößen

Tabelle 4.3 zeigt, dass der Einfluss der Zerspanungsparameter weitgehend untersucht ist. So sind die wichtigsten Eingangsgrößen variiert und deren Einfluss auf die Ausgangsgrößen bestimmt. Neben der Variation des Freiwinkels fehlen vor allem noch die Untersuchungen des Einflusses der Beschichtung im Hinblick auf Beschichtungsdicke und Anzahl der unterschiedlichen Beschichtungen (Multilayer). Der Grund für die ausführlichen Erkenntnisse liegt in der einfachen Variierbarkeit der Zerspanungsparameter in der Simulation und ebenso in den zerspanungstechnologischen Untersuchungen, die für die Verifikation durchgeführt werden.

Bis auf wenige Ausnahmen ist der Einfluss auf die zerspanungstechnologischen Ausgangsgrößen, wie Zerspankraft und Temperatur weitgehend vollständig, da diese Größen im Versuch messtechnisch zu erfassen sind. Die Messung der Dehnungen, Dehnungsraten und Spannungen sind messtechnisch aufwendiger, so dass hier noch Forschungsbedarf besteht.

Die Erkenntnisse stimmen mit experimentellen Erfahrungen überein. So ist ebenso bei einer Erhöhung des Spanwinkels mit einem starken Abfall der

Schnittkräfte und der Temperaturen zu rechnen, da dadurch meist eine bessere Spanablaufriechung mit einem geringeren Zerspanungswiderstand eingestellt wird. Die Schnittgeschwindigkeit hat nur geringen Einfluss (leicht abfallend) auf die Schnittkräfte, aber dafür um so größeren Einfluss (stark ansteigend) auf die Schnitttemperaturen. Dies bestätigen auch die Messergebnisse in Kapitel 6.1 und Kapitel 6.4. Eine Vergrößerung des Schneidkantenradius bedingt eine Verschlechterung der Zerspanungsverhältnisse und hat somit einen Anstieg der Schnittkräfte und der Temperaturen zur Folge. Ein größerer Vorschub erhöht den Zerspanungsquerschnitt und verlangt der Schneide höhere Leistung ab, die zu höheren Schnittkräften und Temperaturen führt. Der Einfluss auf die Eigenspannungen ist nur sehr eingeschränkt untersucht. Lediglich die Variation des Spanwinkels zeigt einen negativen Einfluss auf die Eigenspannungen, womit allerdings eine Reduzierung der Eigenspannungen gemeint ist, was eher zu einem besseren Zustand führt als eine Vergrößerung der Eigenspannungen.

Schnittstellenparameter														
		Ausgangsgrößen												
		F _C	F _P	T	t	l	φ	E		Ė		σ		σ _{Es}
								ε _r	ε _s	ε _r	ε _s	σ _N	σ _S	
Eingangsgrößen	Reibung [7]	++	++	++	++	++	--	0	++	0	0	+	++	
	Wärmeleitung [8]	-	-	-	+	-								
	Wärmeübergang [9]	-	-	-	-	-								

Tabelle 4.4: Einfluss der Schnittstellenparameter auf die Ausgangsgrößen

Auffallend in Tabelle 4.4 ist ebenfalls die vollständige Bestimmung des Einflusses auf die zerspanungstechnischen Ausgangsgrößen. Haupteinflussgröße ist unter den Schnittstellenparametern die Reibung an der Wirkstelle zwischen Span/Werkstück und Schneide zu nennen. Es wird deutlich, dass z. B. eine Änderung des Reibungskoeffizienten einen erheblichen positiven Einfluss auf die Ausgangsgrößen hat. Dies verdeutlicht die Wichtigkeit einer guten Abschätzung der Reibungsverhältnisse in der Simulation.

Die thermischen Eingangsgrößen haben meist einen negativen Einfluss, d. h. eine Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit oder des Wärmeübergangskoeffizienten haben eine Reduzierung der Schnittkräfte und der Temperaturen

zur Folge. Weiterer Forschungsbedarf besteht auch hier in der Bestimmung des Einflusses auf die Dehnungen, Dehnungsraten, die induzierten Spannungen im Werkzeug und die verbleibenden Eigenspannungen im Werkstück.

Werkstückparameter															
		Ausgangsgrößen													
		F_C	F_P	T	t	l	ϕ	\mathcal{E}		$\dot{\mathcal{E}}$		σ	σ_{Es}		
Eingangsgrößen [9]								ϵ_p	ϵ_s	$\dot{\epsilon}_p$	$\dot{\epsilon}_s$	σ_N	σ_S		
		Elastisch-Plastisch		--	--	--	--	--	--						
Oxley's Modell		+	--	-	-	-	-								
Johnson-Cook Modell		++	++	+	+	+	+								
VUMAT		-	-	-	-	-	-								

Tabelle 4.5: Einfluss der Werkstückparameter auf die Ausgangsgrößen

Tabelle 4.5 verdeutlicht nochmals den Einfluss des verwendeten Materialmodells, wie es bereits in Kapitel 4.6 zu sehen war. Dabei wird davon ausgegangen, dass die messtechnischen Untersuchungen die richtigen Ergebnisse liefern. Die Simulationsergebnisse werden nun unter Verwendung der unterschiedlichen Materialmodelle mit den experimentellen Ergebnissen verglichen, wodurch der Einfluss des Materialmodells als Eingangsgröße definiert ist. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass bei Verwendung eines rein elastisch-plastischen Materials die Simulation zu geringe Schnittkräfte und Temperaturen liefert, somit ist nachgewiesen, dass die Verwendung eines rein elastisch-plastischen Materialmodells für eine Zerspanungssimulation nicht zulässig ist. Das Modell nach JOHNSON-COOK liefert im Vergleich zu den anderen Materialmodellen etwas größere Werte.

Es wird betont, dass der Einfluss der thermischen und mechanischen Koeffizienten in den Materialmodellen nicht bekannt ist. Ebenso sind als weitere Eingangsgrößen die thermischen und mechanischen Schneidstoff- und Beschichtungseigenschaften zu nennen, wodurch sich weiterer Forschungsbedarf ergibt.

Wenig erforscht ist der Einfluss der Simulationsparameter auf die Simulationsergebnisse in Tabelle 4.6. So gibt es lediglich Erkenntnisse über die Auswirkung der Verwendung unterschiedlicher Materialauftrennungskriterien.

Simulationsparameter		Ausgangsgrößen													
		F_C	F_P	T	t	l	ϕ	\mathcal{E}		$\dot{\mathcal{E}}$		σ		σ_{ES}	
								ε_p	ε_s	$\dot{\varepsilon}_p$	$\dot{\varepsilon}_s$	σ_N	σ_S		
Trennungskriterium	Remeshing -> Parting Line	-	-		0	0	0								
Algorithmus	Implicit -> Explicit	-	-		0	0	0								
	Taylor-Quinney-Faktor [8]	--	-	+	--	-	+								

Tabelle 4.6: Einfluss der Simulationsparameter auf die Ausgangsgrößen

Beim Übergang vom Remeshing zur Verwendung eines Trennungspfades ergibt die Simulation leicht geringere Schnittkräfte. Die Spangeometrie und -lage verändert sich jedoch nicht. Wenige Unterschiede sind auch bei der unterschiedlichen Verwendung des FEM-Algorithmus zu finden. Ein expliziter FEM-Code ergibt meist leicht geringere Schnittkräfte als ein impliziter. Auch hier sind keine Unterschiede bezüglich der Spanbildung festzustellen.

Es hat sich aus mehreren Simulationsmodellen gezeigt, dass die Netzkonfiguration einen erheblichen Einfluss auf die Simulationsergebnisse hat. Lokale Netzdichten, Elementgröße und -typ können bei unglücklicher Konfiguration zu stark verfälschten Ergebnissen führen. Ein qualitativer Vergleich und eine Bestimmung der Tendenzen fehlen und sind zur Festlegung von Modellierungsrichtlinien für eine zuverlässige Zerspanungssimulation zu erfassen, die bisher auf Erfahrungswerten des Modellierens basiert, was mit den empirisch ermittelten Erfahrungswerten in der Zerspanungstechnologie zu vergleichen ist.

4.8 Verschleißsimulation

Schwerpunkt im Hinblick auf eine industrielle Anwendung der Zerspanungssimulation sollte neben der Spanbildung und der Berechnung der Prozessgrößen die Entstehung der Oberflächentopographie sein. Bei der Betrachtung der Oberflächentopographie darf die Verschleißentwicklung des Werkzeuges nicht außer acht gelassen werden. Ebenso kann die Verschleißentwicklung bei spanenden Bearbeitungsprozessen als prozesseinschränkende

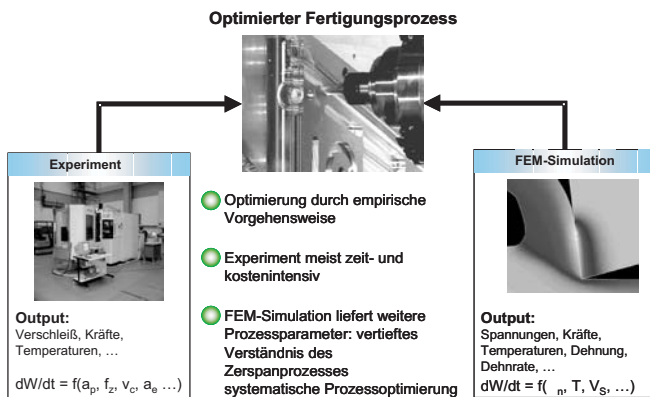


Abbildung 4.7: Motivation der Verschleißsimulation

Größe betrachtet werden. Daher ist für eine industrielle Anwendung der Zerspanungssimulation eine frühzeitige Implementierung eines Verschleißmodells von besonderem Interesse.

4.8.1 Motivation der Verschleißsimulation

Zur Optimierung eines Fertigungsprozesses wird im allgemeinen eine empirische Vorgehensweise gewählt. Dabei werden Zerspanversuche unter Variation der zerspanungstechnologischen Einflussgrößen durchgeführt. Das Parameterfeld ist auszuweiten, bis ein stabiler und wirtschaftlicher Fertigungsprozess hergestellt wird, der das gewünschte Bearbeitungsergebnis liefert. Dieses Vorgehen ist unter Umständen sehr zeit- und kostenintensiv. Aus dem Versuchsfeld ist direkt eine Information über die sich einstellende Verschleißentwicklung zu entnehmen. Somit besteht ein direkter Zusammenhang zwischen den Einflussparametern und dem Verschleiß, der jedoch trotz jahrzehntelanger Forschung in der Zerspanungstechnologie nicht durch ein eindeutiges und allgemeingültiges mathematisches Zerspanungsmodell zu beschreiben ist [LCJ⁺98].

Mit Hilfe der Finite-Element-Methode lassen sich nun Prozessgrößen gewinnen, die messtechnisch nicht oder nur schwer bestimmbar sind, aber eine Erweiterung des zerspanungstechnologischen Grundverständnisses darstellen.

Mit ihrer Hilfe besteht die Möglichkeit der systematischen Prozessoptimierung und der Verkürzung des Optimierungsprozesses an sich. Jedoch ist aus der Simulation keine direkte Information über die Werkzeugverschleißentwicklung zu gewinnen. Durch die Implementierung eines Verschleißmodells, welches den mathematischen Zusammenhang zwischen den simulativen Verschleißgrößen und der Verschleißentwicklung beschreibt, lässt sich allerdings dieser Missstand beseitigen, welcher Gegenstand dieser Untersuchungen und Entwicklungen ist (s. Abbildung 4.7).

Zur Implementierung des Verschleißmodells wird das kommerzielle FEM-Software-Paket DEFORMTM-2D verwendet [YSAW02], da es durch Anpassungen an die Techniken der Zerspanungssimulation einige Vorteile gegenüber anderen kommerziellen Programmen besitzt, die eine beschleunigte Zielerreichung ermöglichen. Des weiteren sind definierte Größen, die für das Verschleißmodell notwendig sind, direkt aus dem FEM-Programm entnehmbar. Diese internen Berechnungsalgorithmen sind für andere FEM-Programme erst zu entwickeln und zu implementieren. Die Erkenntnisse und entwickelten Algorithmen aus der Verschleißsimulation mit DEFORMTM-2D lassen sich in andere FEM-Programme ohne technologische Schwierigkeiten übertragen.

4.8.2 Simulationszyklus zur Berechnung des Verschleißzustands

Es wird die Annahme getroffen, dass der reale kontinuierliche Verschleißwachstumsprozess durch einen iterativen Berechnungszyklus für diskrete Zeitpunkte bestimmt werden kann. Dieses Vorgehen zur Berechnung des Verschleißzustands des Werkzeuges zu jedem Zeitpunkt t_k ist in 4 Phasen unterteilt (vgl. Abbildung 4.8).

Das Durchlaufen dieser vier Phasen repräsentiert einen Simulationszyklus und entspricht einem diskreten Punkt auf der Verschleißmarkenbreite-Prozesszeit-Kurve zum Zeitpunkt $t = t_k$. Vor der Berechnung des Verschleißes werden die quasi-statischen Feldlösungen der Schnittvariablen (Dehnung, Temperatur, Spannung, etc.) in Phase 1 und 2 bestimmt. Basierend auf den erhaltenen Werten der Schnittvariablen und dem verwendeten Verschleißmodell wird die lokale Zunahme des Werkzeugverschleißes sowie die Verschleißgeometrie des Werkzeuges in Phase 3 berechnet. In Phase 4

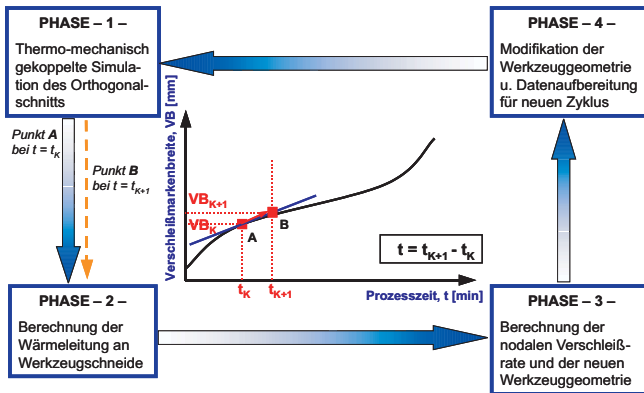


Abbildung 4.8: Vorgehen zur Verschleißsimulation

wird schließlich die Werkzeuggeometrie auf der Span- und Freifläche im FEM-Modell aktualisiert. Nachdem ein Simulationszyklus durchlaufen ist, wird dieser Vorgang für den nächsten diskreten Zeitpunkt wiederholt. Diese Vorgehensweise führt zur Abschätzung der neuen Verschleißmarkenbreite VB_{k+1} zum Zeitpunkt $t = t_{k+1}$ für die neu zu berechnende Werkzeuggeometrie.

4.8.2.1 Phase 1: Kontinuierliche Zerspanungssimulation

Zu Beginn des Simulationszyklus wird eine gekoppelte thermo-mechanische Simulation durchgeführt, um eine stationäre Spangeometrie zu erhalten. Dazu wird ein spezielles Erweiterungsmodul namens „Konti-Cut“ verwendet, womit eine Erweiterung der berechneten Prozesszeit in der Zerspanungssimulation ermöglicht wird [HH01]. In der Regel werden mit Zerspanungssimulationen nur Bruchteile der eigentlichen Prozesszeit zeitgenau abgebildet. „Konti-Cut“ entfernt Netzteile der Simulation, d. h. Bereiche nach der Schneidkante und außerhalb eines bestimmten Bereiches vom entstandenen Span (Löschbereich) und setzt diese wieder an den Anfangsbereich (Anfügebereich) des vernetzten Werkstückmodells an. Damit ist eine kontinuierliche Prozesssimulation möglich, womit eine erweiterte simulierte Prozesszeit (=Schnittzeit) realisiert werden kann und sich dadurch eine

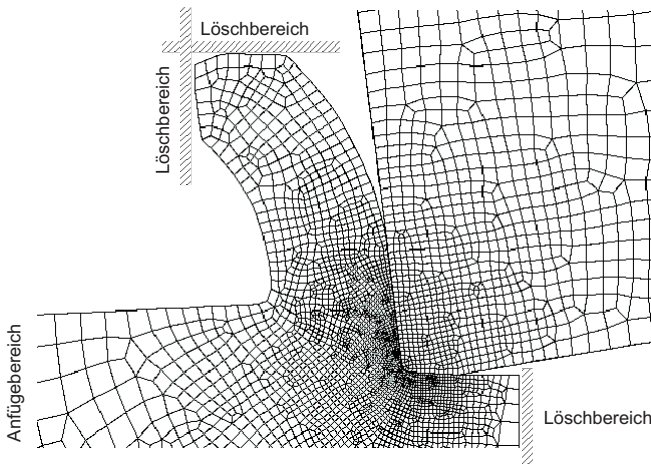


Abbildung 4.9: Stationäre Spannbildung berechnet mit „Konti-Cut“

stationäre Spanform ausbildet. Diese ist erreicht, sobald sich der Span in Geometrie und Lage nicht mehr ändert. Abbildung 4.9 erläutert dieses Vorgehen und zeigt das typische Ergebnis einer Spanausbildung, die mit Hilfe von „Konti-Cut“ berechnet wurde.

Während der Berechnung mit „Konti-Cut“ werden die Temperaturen im Span sowie die Spantemperatur an der Wirkstelle zur Werkstückoberfläche kontrolliert, bis ein stationärer Zustand nach ca. 0.6 Millisekunden näherungsweise erreicht wird.

4.8.2.2 Phase 2: Thermische Analyse des Werkzeuges

Das Werkzeug ist im Gegensatz zum Span einem längeren transienten Wärmeleitungsprozess ausgesetzt. Zur Erreichung der stationären Zustandswerte im Werkzeug ist es notwendig, die Simulation über einen längeren Zeitraum von mindestens einer halben Sekunde laufen zu lassen. Dies führt zu einer beträchtlichen Zunahme der Rechendauer sowie der anfallenden Datenmenge. Daher wurde zur Bestimmung der stationären Zustandswerte im Werkzeug ein Näherungsverfahren angewendet, das eine reine Wärmeaustauschanalyse nur für das Werkzeug vorsieht.

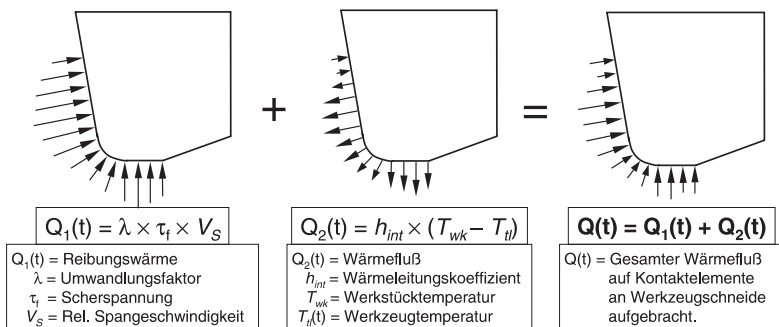


Abbildung 4.10: Thermische Randbedingungen für die thermische Analyse der Werkzeugschneide

Wie aus Abbildung 4.10 ersichtlich, setzt sich der gesamte Wärmefluß Q zusammen aus einem Reibungswärmeanteil Q_1 und einem Wärmeflußanteil Q_2 , der durch einen Temperaturunterschied zwischen den zwei Kontaktflächen an der Wirkstelle hervorgerufen wird. Der Reibungswärmeanteil Q_1 kann aus der Berechnung aus Phase 1 bestimmt werden, so dass nur noch der Wärmeflußanteil Q_2 und der sich daraus bestimmende gesamte Wärmefluß Q in der transienten thermischen Analyse durchgeführt werden müssen.

Die Rechnung liefert die konstanten Temperaturwerte auf der Werkzeugschneide, die für die Berechnung der Verschleißrate über das Verschleißmodell notwendig sind.

4.8.2.3 Phase 3: Berechnung der Werkzeugverschleißrate

Zur Berechnung der Werkzeugverschleißrate \dot{w} wird das Verschleißmodell von USUI [UHM78], welches in Kapitel 2.3.4.3 genauer erläutert wurde, in die FEM durch eine benutzerdefinierte Subroutine integriert. Dazu werden der Gleichung

$$\dot{w} = A \cdot \sigma_N \cdot V_S \cdot \exp\left(\frac{-B}{T}\right) \quad (4.2)$$

die Normalspannungsverteilung auf der Werkzeugschneide σ_N und die relative Spanablaufgeschwindigkeit in der Wirkstelle V_S aus der Simulation 1 (Phase 1) und die stationäre Temperatur aus der Simulation 2 (Phase 2) für alle Knoten auf der Werkzeugschneide, die mit dem Span in Kontakt stehen, zugeführt. Die Konstanten A und B werden in [UHM78] für die Werkzeug/Werkstückmaterial-Kombination (unbeschichtetes Hartmetall/Stahl) folgendermaßen angenommen:

$$\begin{aligned} A &= 7.800 \times 10^{-9} && \text{für } T < 1150 \text{ K} \\ B &= 5.302 \times 10^3 \\ A &= 1.198 \times 10^{-2} && \text{für } T \geq 1150 \text{ K} \\ B &= 2.195 \times 10^4 \end{aligned}$$

Da USUI die Konstanten aus energetischen Überlegungen abgeschätzt hat und nicht davon auszugehen ist, dass er die gleiche Werkzeug/Werkstückmaterial-Kombination wie im zu betrachtenden Fall verwendet hat, sind die Konstanten A und B neu zu bestimmen (vgl. Kapitel 4.8.2.5). Zum Vergleich können auch andere Verschleißratenmodelle in das FE-Softwarepaket implementiert werden.

4.8.2.4 Phase 4: Modifikation der Werkzeuggeometrie

Die Modifikation der Span- und Freiflächengeometrie der Werkzeugschneide kann auf zwei unterschiedliche Methoden erfolgen. Für die Freifläche kann zum einen eine individuelle Knotenverschiebung entsprechend der berechneten nodalen Verschleißrate und zum anderen eine Aktualisierung, die auf den gemittelten Werten der Schnittvariablen für die Verschleißbreite auf der Freifläche basieren, zur Anwendung kommen. Dies ist mit der üblichen Ausbildung der Freifläche als eine ebene Fläche parallel zur Schnitttrichtung zu erklären. Die Modifikation der Spanflächengeometrie ist nur nach der ersten Methode sinnvoll, da sich meist eine konkave Kontur der Spanfläche („Kolkverschleiß“) mit fortschreitender Verschleißentwicklung einstellt. Eine weitere Möglichkeit der Werkzeuggeometriemodifikation, die hier aber nicht betrachtet wird, ist die Löschung von „verschlissenen“ Elementen auf der Werkzeugoberfläche. Zusätzlich zu dieser Methode wäre es notwendig,

weitere Algorithmen zur Glättung der entstandenen Werkzeugoberfläche nach Löschung der verschlissenen Elemente einzubinden. Die minimale Elementgröße ist größer als die berechnete Verschleißrate, so dass ohne eine Glättung eine zu tiefe Kraterlandschaft auf der Werkzeugoberfläche entstehen würde.

Modifikation durch individuelle Knotenverschiebung

Die Anpassung der Spanfläche kann durch Bewegung der einzelnen Oberflächenknoten ins Werkzeuginnere in der Normalenrichtung erfolgen, um die unterschiedliche Verschleißtiefe entlang der Spanfläche realisieren zu können. Die Verschleißtiefe für jeden einzelnen Knoten wird dabei alleine durch die Verschleißrate am Knoten selbst beschrieben, da die Verschleißzunahme (Materialverlust pro Flächen- und Zeiteinheit) im 2D-Fall gleich der Verschleißrate ist. Daher kann für das gegebene Zeitinkrement $\Delta t_k = t_{k+1} - t_k$ (vgl. Abbildung 4.8) die Knotenverschiebung $\Delta d_{i,k}$, die durch den Werkzeugverschleiß zwischen zwei Simulationszyklen $k + 1$ und k verursacht wird, für jeden Knoten i angenähert werden durch

$$\Delta d_{i,k} \approx \dot{w}_{i,k} \cdot \Delta t_k \quad i = 1 \dots N, \quad (4.3)$$

wobei $\dot{w}_{i,k} = dW_{i,k}/dt$ die Verschleißrate für den Knoten i zum Zeitpunkt t_k ist und für den Zeitabschnitt $\Delta(t_k)$ als konstant angenommen wird. N ist die Gesamtanzahl der Kontaktknoten. Die gesamte Verschleißtiefe d_i für den Knoten i ist somit gleich der Vektorsumme aller inkrementellen Knotenverschiebungen, die mit dem Knoten i während der gesamten Schnittzeit verbunden sind:

$$\vec{d}_i = \Delta d_{i,0} + \Delta d_{i,1} + \dots + \Delta d_{i,k} + \dots \quad (4.4)$$

Die Bestimmung der Normalenrichtung, die für einen beliebigen Knoten i auf die lokale Oberfläche bezogen ist, wird durch Abbildung 4.11 verdeutlicht.

Wird beispielsweise Knoten X verschoben, so werden zunächst Knoten A und Knoten B als Nachbarknoten vor und nach dem Knoten X ermittelt.

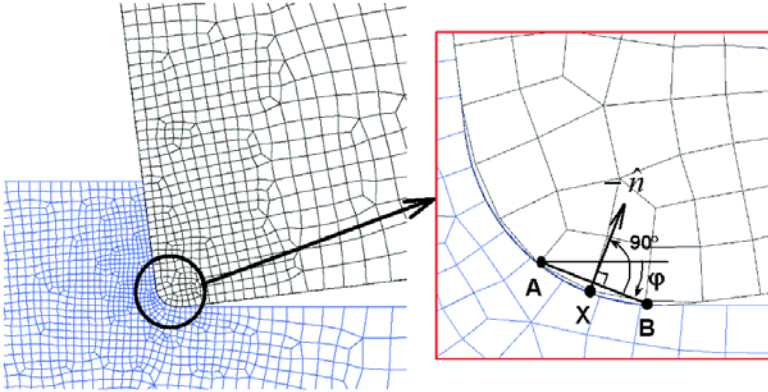


Abbildung 4.11: Nodale Verschiebung der Knoten ins Werkzeuginnere

Der Winkel φ zwischen der Linie \overline{AB} und der horizontalen Linie, die durch Punkt A geht, kann durch folgende Gleichung beschrieben werden:

$$\varphi = \tan^{-1} \left(\frac{y_B - y_A}{x_B - x_A} \right) \quad (4.5)$$

wobei (x_A, y_A) und (x_B, y_B) die kartesischen Koordinaten der Knoten A und B sind. Der Winkel φ wird für alle Knoten der Kontaktoberfläche entgegen dem Uhrzeigersinn gedreht und hat somit einen negativen Wert. Die nach innen zeigende Normale zur Werkzeugoberfläche am Knoten X wird dann durch Drehen der Linie \overline{AB} um 90° bezüglich des Knotens X im Uhrzeigersinn angenähert ($\varphi' = \varphi + 90^\circ$). Somit kann die endgültige Koordinate des Knotens X nach Δt_k mit Hilfe des Winkels φ' berechnet und die Verschleißtiefe $\Delta d_{X,k}$ des Knotens bestimmt werden:

$$\begin{aligned} \text{x-Koordinate} \quad x_X|_{t=t_{k+1}} &= x_X|_{t=t_k} + \Delta d_{X,k} \times \cos \varphi' \\ \text{y-Koordinate} \quad y_X|_{t=t_{k+1}} &= y_X|_{t=t_k} + \Delta d_{X,k} \times \sin \varphi' \end{aligned} \quad (4.6)$$

wobei $(x_X, y_X)|_{t=t_k}$ und $(x_X, y_X)|_{t=t_{k+1}}$ die kartesischen Koordinaten des Knotens X vor beziehungsweise nach der Verschiebung darstellen.

Aktualisierung der Werkzeugfreifläche basierend auf den gemittelten Werten der Schnittvariablen

Die Methode der Verschiebung jedes einzelnen Knotens kann ebenso für die Freifläche des Werkzeuges angewendet werden, wenn die erhaltenen Verschleißzunahmen an den einzelnen Knoten der Verschleißmarkenbreite einheitlich sind, so dass eine realistische ebene Verschleißmarkenbreite erzeugt werden kann. Dies ist jedoch in einzelnen Fällen aufgrund numerischer Fehler, die bei der Berechnung der Spannungen und Temperaturen zur Vorhersage der Verschleißmarkenbreite entstehen, nicht der Fall. Die Abweichung dieser Ebenheit ist insbesondere für Regionen nahe der Werkzeugspitze und am Ende der Verschleißmarkenbreite deutlich. Daher kann die Freifläche des Werkzeuges unter Beibehaltung einer flachen Verschleißmarkenbreite durch Verwendung von gemittelten Werten für die Temperatur auf der Freifläche, der Normalspannungen und der Relativbewegungen des Spans aktualisiert werden

Zur Bestimmung der neuen Verschleißmarkenbreite VB_{k+1} wird eine Beziehung zwischen der Verschleißrate \dot{w} und der Verschleißmarkenbreite VB aus deren geometrischer Definition entwickelt. Für ein infinitesimales Zeitelement dt kann die Zunahme von VB ($= dVB$) ausgedrückt werden als

$$dVB = dl \cdot \tan \gamma + \frac{dl}{\tan \alpha} \approx \frac{dl}{\tan \alpha} = \frac{\dot{w} \cdot dt}{\tan \alpha} \quad (4.7)$$

wobei der Spanwinkel γ in der Regel kleiner als 10° und α der Freiwinkel ist. dl entspricht der Zunahme der Verschleißtiefe ($= \dot{w}dt$). Somit lässt sich die Zunahme der Verschleißmarkenbreite nach einer Bearbeitungszeit Δt berechnen mit

$$\Delta VB = \int_t^{t+\Delta t} \frac{\dot{w}}{\tan \gamma} dt \approx \frac{\dot{w}}{\tan \gamma} \Delta t \quad (4.8)$$

In Phase 3 der Simulation wird zunächst die gemittelte Verschleißzunahme für den bestehenden Verschleiß auf der Freifläche berechnet. Für einen benutzerdefinierten Zeitabschnitt Δt , der der angenommenen Prozesszeit entspricht, wird eine neue Verschleißmarkenbreite ($= VB + \Delta VB$) aus Gleichung (4.8) berechnet. Danach wird die neue Geometrie der Freifläche durch Verschiebung der ganzen Verschleißmarkenlinie entlang der nach innen zeigenden Normalen um den Betrag ($\dot{w} \times \Delta t$) erstellt.

4.8.2.5 Bestimmung der Konstanten A und B

Die Parameter der Verschleißmodelle besitzen Gültigkeit für eine bestimmte Werkstoffkombination Werkstück/Schneidstoff. Bei Änderung eines Partners muss eine Anpassung der Konstanten im Verschleißmodell erfolgen. Die geschieht in der Regel auf Basis des „invers engineering“, d. h. die Konstanten ergeben sich aus Daten von Experimenten und Simulationen mit vergleichbarem Verschleißzustand. Abbildung 4.12 verdeutlicht diesen Zusammenhang. Auf der experimentellen Seite werden Kalibrier-Zerspanungsversuche mit unterschiedlichen Zerspanungsparametern durchgeführt und die sich einstellende Verschleißentwicklung protokolliert. Diese Verschleißzustände werden in der Simulation vorab definiert und eingestellt (ohne ein Verschleißmodell zu benutzen) und die Prozessgrößen, die ebenfalls als Eingangsgrößen (Spannungen, Temperaturen, Relativgeschwindigkeit) für das Verschleißmodell benötigt werden, berechnet. Mit den Verschleißdaten aus dem Experiment und den Prozessgrößen aus der Simulation kann mit Hilfe einer curve-fitting Analyse in halb-logarithmischer Darstellung die Bestimmung der Konstanten A und B erfolgen.

Abbildung 4.13 veranschaulicht die Methode des curve-fittings zur Bestimmung der Konstanten. Durch die Verwendung einer halb-logarithmischen Darstellung kann die Gleichung des Verschleißmodells von USUI (vgl. Gleichung (4.2)) in eine Geradengleichung übergeführt werden:

$$\begin{aligned}
 y &= \ln(\dot{w}/(\sigma_N \cdot V_S)) \\
 y = mx + c \quad \text{mit} \quad x &= 1/T, \\
 m &= -B, \\
 c &= \ln A.
 \end{aligned} \tag{4.9}$$

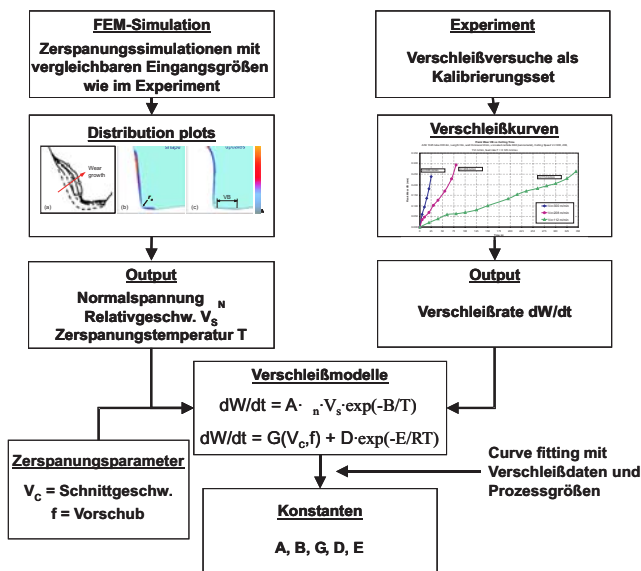


Abbildung 4.12: Vorgang zur Bestimmung der Konstanten des Verschleißmodells

Die Konstante A entspricht dann dem y-Achsenabschnitt der verlängerten Näherungsgeraden. Die Steigung der Geraden drückt sich in der Konstanten B aus.

KITAGAWA, USUI U.A. [KMSU89] beschreiben in ihren Untersuchungen, dass die charakteristische Gleichung für Freiflächenverschleiß in zwei Bereiche aufgeteilt werden muss. So unterteilen sie die charakteristische Linie in zwei Linien, die sich ab einer Prozesstemperatur in der Wirkstelle von $T=1150\text{ K}$ in ihrer Steigung unterscheiden. Wird diese Temperatur nicht erreicht, so kann eine einfache Approximation erfolgen und die Auswertung der Analyse ergibt die folgenden Werte für die Konstanten A und B bei gegebener Werkstoffkombination Werkstück, Ck45 und Schneidstoff, unbechichtetes Hartmetall,

$$A = 5.750 \times 10^{-8}$$

$$B = 5.327 \times 10^3,$$

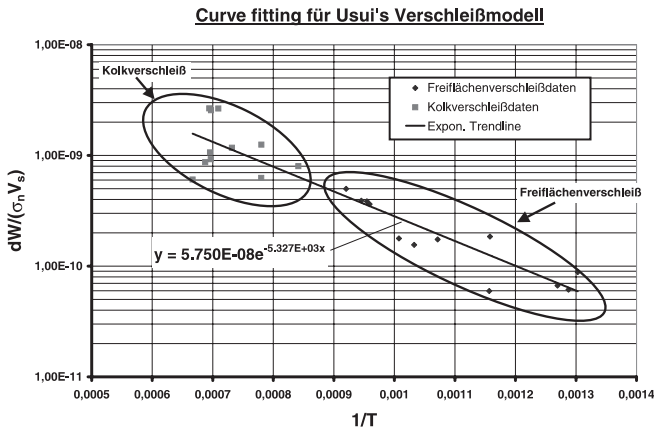


Abbildung 4.13: Bestimmung der Konstanten A und B für USUI's Verschleißmodell

die in recht guter Übereinstimmung mit den angegebenen Werten von USUI liegen.

4.8.3 Validierung der Verschleißsimulation

Abbildung 4.14 zeigt exemplarisch die Ergebnisse einer Verschleißsimulation. Dabei wird von einem unverschlissenen, neuen Werkzeug ausgegangen und in Berechnungszyklen die Geometrie in Schritten von 60sec modifiziert. Zu Beginn der Simulation ($t=0$ sec) ist, dargestellt durch einen Verschleißraten-Kontur-Plot, deutlich die höchste Verschleißrate auf der Spanfläche und ein wenig auf der Freifläche gezeigt. In Abhängigkeit von den berechneten Verschleißraten wird die Geometrie der Werkzeugschneide modifiziert. Mit der neuen Werkzeuggeometrie wird die Zerspanungssimulation weitergeführt und die sich ändernde Spanbildung in der Simulation mitberücksichtigt. Das Ende der Simulation bei $t=360$ sec zeigt deutliche Änderungen der Geometrie auf der Spanfläche (Kolkverschleiß) und ein Anwachsen der Verschleißmarkenbreite.

Zur Validierung erfolgt die Anwendung des Verschleißsimulationszyklus auf reale Zerspanungsbedingungen und der Vergleich mit experimentell ermit-

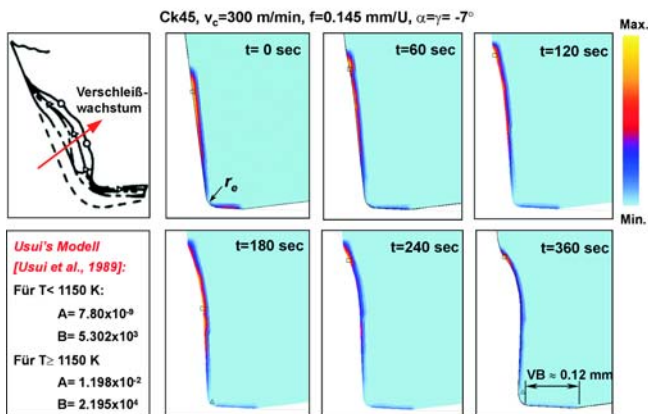


Abbildung 4.14: Simulation des Werkzeugverschleißes

telten Verschleißzuständen bei vergleichbaren Zerspanungsparametern. Es werden jeweils die Verschleißzustände auf der Spanfläche und Freifläche berechnet bzw. die realen Wendeschneidplatten vermessen und verglichen.

Aufgrund numerischer Probleme bei der Berechnung der stationären Temperaturen nach Kapitel 4.8.2.2 kann eine Bestimmung der Temperaturwerte auf der Wendeschneidplatte nur für einen Anfangsbereich berechnet und verwendet werden. Für den restlichen Bereich zu einer späteren Prozesszeit werden die Werkzeugtemperaturen aus Phase 1 (vgl. Kapitel 4.8.2.1) verwendet. Diese sind in der Regel kleiner, somit erfolgt eine Unterbewertung des Verschleißzustands für den weiteren Prozesszeitbereich.

Abbildung 4.15(a) zeigt einen Vergleich der verwendeten Verschleißmodelle mit experimentell ermittelten Verschleißdaten. Die bestimmten Verschleißmarkenbreiten stammen aus Zylinder-Längs-Plandrehversuchen mit einer Wandstärke von 1,9 mm. Die restlichen Zerspanungsparameter sind: Schnittgeschwindigkeit $v_C = 237$ m/min, Vorschub $f = 0,145$ mm/U, Werkstückstoff Ck45, Schneidstoff unbeschichtetes Hartmetall K68. Es ist zu erkennen, dass die Verwendung der angegebenen Verschleißkonstanten von USUI aus [UHM78] für die verwendete Werkstückstoff/Schneidstoff-Paarung nicht angemessen ist. Die Simulation liefert viel zu geringe Verschleißwerte. Mit der Verwendung der neu berechneten Konstanten A und

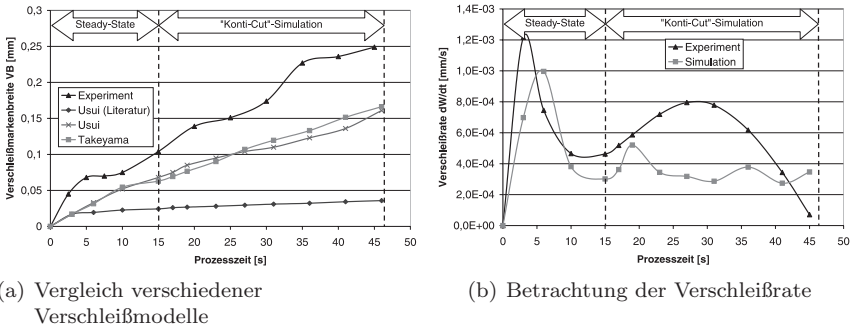


Abbildung 4.15: Analyse der Verschleißsimulation (1)

B aus Kapitel 4.8.2.5 kann die Verschleißkurve der Verschleißmarkenbreite aus den experimentellen Daten angenähert werden. Ähnliche Ergebnisse liefert das Verschleißmodell von TAKEYAMA aus [TM63].

Abbildung 4.15(b) veranschaulicht quantitativ die Abweichung zu den experimentellen Daten durch Betrachtung der Verschleißraten für das USUI-Modell. Es verdeutlicht die bereits erläuterte Problematik der notwendigen stationären Werkzeugtemperaturen (Steady-State-Simulation). Für diesen Bereich ist eine gute Übereinstimmung der Verschleißraten mit den experimentellen Daten festzustellen. Werden jedoch die Werkzeugtemperaturen aus Phase 1 („Konti-Cut“-Simulation) verwendet, ergibt sich eine größere Abweichung. Die Verschleißraten der Simulation sind in diesem Bereich um einiges geringer als die des Experiments. Eine Modifizierung der Phase 2 zur genauen Bestimmung der stationären Werkzeugtemperaturen muss daher erfolgen.

Die Abbildungen 4.16(a) und 4.16(b) zeigen die Analyse des Verschleißes auf der Spanfläche (Kolkverschleiß), aufgeteilt in die Kolkbreite und -tiefe. Für den Kolkverschleiß gelten die gleichen Aussagen bezüglich der Vergleichbarkeit mit experimentellen Daten aus dem vorherigen Abschnitt. Die Übereinstimmung ist bezüglich der Verschleißtiefe sogar noch besser als bei der Verschleißbreite, allerdings nur für den Anfangsbereich.

Als weitere Ursachen für noch vorhandene Diskrepanzen können zum einen die nicht ganz geklärten Reibungsverhältnisse zwischen Span und Span-

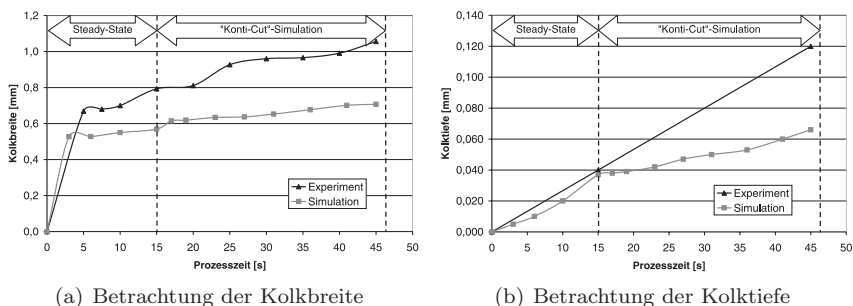


Abbildung 4.16: Analyse der Verschleißsimulation (2)

fläche, das Materialverhalten des Werkstückmaterials und das Verschleißmodell sein. Das Modell von USUI beschreibt hauptsächlich adhäsiven und diffusiven Verschleiß, der durch den exponentiellen Anteil in der Modellgleichung hauptsächlich von der Temperatur abhängig ist. Andere Verschleißmechanismen, wie zum Beispiel der abrasive Verschleiß, der vor allem zu Beginn des Schneidprozesses an der Freifläche vorherrscht, sind im Modell nicht berücksichtigt, so dass eine Modifikation der Verschleißsimulation in dieser Richtung erfolgen muss.

Die Ergebnisse der Verschleißsimulation erlauben jedoch auch in diesem Stadium, Trends bei der Verschleißentwicklung in Abhängigkeit der Zerspanungsparameter oder bei Variation der Schneidengeometrie aufzuzeigen, wodurch das Potenzial dieser Simulationsprogramme im Hinblick auf eine Zerspanungsprozessoptimierung bereits im frühen Stadium nachgewiesen ist.

4.9 Fazit

Die 2D-Simulation ist als erster Vereinfachungsschritt für die Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge gerechtfertigt, um simulationsspezifische Modellierungsaspekte und verschiedene Algorithmen zu testen. Deren Ergebnisse sind wertvolle Erkenntnisse für eine erfolgreiche dreidimensionale Zerspanungssimulation.

Das vorangegangene Kapitel hat die Anforderungen für die Simulation aufgezeigt, die für beide Dimensionsarten notwendigerweise zu beachten sind. Problemstellungen, wie der Span-Selbstkontakt und die Entzerrung der Netzkonfiguration, können durch die Verwendung simulationstechnischer Adaptionalgorithmen gelöst werden und tragen zur Steigerung der Zuverlässigkeit der Simulation bei. Selbst die Abbildung des mikroskopischen Scherspanbildungsmechanismus ist bei geeigneter Netzkonfiguration realisierbar. Eine Berücksichtigung von heterogenen Werkstückmaterialtexturen wurde nicht betrachtet und macht eine weitere Verfeinerung der Simulation notwendig.

Zur Implementierung eines zerspanungsspezifischen Materialmodells und eines Materialauftrennungsmechanismus ist es notwendig, deren Verwendbarkeit durch Vergleiche mit Simulationen aus der Literatur nachzuweisen. Die Ergebnisse des Benchmarking haben gezeigt, dass sich die berechneten Zerspanungsgrößen mit den Daten aus anderen Simulationen und mit experimentellen Untersuchungen vergleichen lassen. Die verwendeten Algorithmen und Netzkonfigurationen sind somit richtig eingestellt, so dass die 2D-Simulation zuverlässige Werte liefert.

Die Sensitivitätsanalyse verdeutlicht, dass durch die Abbildung des komplexen Systems „Zerspanung“, ebenfalls ein sehr komplexes Simulationssystem entsteht, dessen Eingangsgrößen neben den rein technologischen durch simulationstechnische Größen ergänzt wird. Zur Optimierung und abschließenden Verifikation der Simulationsprogramme ist es unabdingbar, den Einfluss der Eingangsgrößen auf die Simulation zu kennen. Dadurch wird deutlich, für welche Eingangsgrößen eine genaue Determinierung der Parameterwerte vorzunehmen ist. Vor allem bezüglich der optimalen Netzkonfiguration und sonstiger simulationstechnischer Eingangsgrößen gibt es noch keine quantitativen Aussagen, so dass die Erstellung von Modellierungsrichtlinien noch nicht erfolgen kann.

Gerade vor dem Hintergrund der industriellen Applikation der Zerspanungssimulation ist die Berücksichtigung der simulativen Verschleißentwicklung von besonderer Wichtigkeit. Die Arbeiten zeigen die Entwicklung einer Methodologie zur Implementierung eines Verschleißmodells, welches durch einen iterativen Simulationszyklus die Verschleißentwicklung des Werkzeugs mit fortschreitender Prozesszeit berechnet. Vergleiche mit experimentellen Untersuchungen zeigen für einen bestimmten Anfangsbereich gute Überein-

stimmung. Eine Modifikation und Optimierung des Berechnungskonzepts und der verschiedenen Verschleißmodelle ist jedoch zu erwägen.

5 3D-Simulation des Stirnplanfräsprozesses

„Die Fertigungswelt ist dreidimensional“, so ist es aus den Stimmen der Industrievertreter zu entnehmen und so ergibt sich zwangsläufig im Hinblick auf eine spätere industrielle Anwendung der Zerspanungssimulation die Notwendigkeit, dreidimensional zu modellieren und zu berechnen. Aus den Erfahrungen der Simulation des vereinfachten zweidimensionalen Orthogonalschnitts aus Kapitel 4 ist die Modellierung eines komplexeren Bearbeitungsprozesses möglich. Nachfolgend soll die Modellierung und Simulation des Stirnplanfräsprozesses erfolgen. Eine Simulation ist ohne experimentelle oder analytische Verifikation nicht zulässig. Daher erfolgt die Bewertung der Simulationsergebnisse durch Verifikation mit experimentell ermittelten Prozessgrößen. Die Charakterisierung des Fräsprozesses stellt gerade für höhere Schnittgeschwindigkeitsbereiche eine eigene Herausforderung dar, so dass im Detail in Kapitel 6 darauf eingegangen wird.

5.1 Aufbau der 3D-Simulation

Die Anforderungen einer 3D-Simulation entsprechen der einer 2D-Simulation, d. h. die verwendeten Techniken sind ebenso für den dreidimensionalen Fall anwendbar. Der Aufbau der 3D-Simulation unterscheidet sich für den beabsichtigten Bearbeitungsprozess nur geringfügig.

Das Gesamtmodell ist ebenfalls modular aufgebaut. Wendschneidplatte und Werkstück bilden je ein separates Modell und werden erst zur eigentlichen Berechnung zusammengefügt (Abbildung 5.1). Dadurch kann das Modell für verschiedene Untersuchungen verwendet werden. Sind die vorherrschenden Spannungen oder die Temperaturentwicklungen im Span in Abhängigkeit einer makroskopischen Werkzeuggeometrie während des Zerspanens von Interesse, so lassen sich diese durch die komplette Modellierung

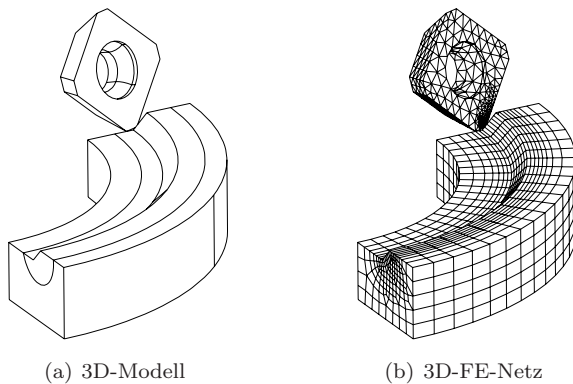


Abbildung 5.1: Modell und FE-Netz der 3D-Simulation

betrachten. Ferner ist das Modell für die Untersuchung der Spanbildung geeignet und kann mit den bereits erläuterten Modellierungsalgorithmen erweitert werden. Die Schneidkante ist als ideal scharfe Kante ausgebildet. Die Simulation erfolgt rein adiabatisch, d. h. es findet keine Wärmeleitung auf das Werkzeug statt, sondern es wird nur die Wärmeentwicklung aufgrund innerer Reibungsenergien berücksichtigt. Eine adiabatische Berechnung bringt Vorteile bezüglich der Berechnungsdauer. Dies ist für hochdynamische Berechnungsprobleme, im speziellen für Umform- und Zerspansimulationen, durchaus gültig und zulässig [HKSc, Kra62].

Ausgangsmodell ist ein bereits vorbearbeitetes Werkstück mit einem Eingriffswinkel von $\varphi = 90^\circ$. Die Wendeschneidplatte befindet sich kurz vor der Schneideneintrittsposition. Schneidenwinkel und Zahnvorschub haben in der Grundeinstellung den Wert 0. Zu Beginn der Simulation werden die Schneidenwinkel mittels einer Koordinatentransformation eingestellt. Die Beschleunigung der Wendeschneidplatte auf die gewünschte Schnittgeschwindigkeit erfolgt durch Anbringen eines starren Körpers („rigid-body“) auf der Rückseite der Platte, da verformbare Körper nicht aktiv bewegt werden können. Der Starrkörper ist mit einem Knoten im Raum referenziert und führt dadurch die überlagerte translatorische und rotatorische Fräsbewegung aus. Das Werkstück ist auf der Unterseite in alle Raumrichtungen festgehalten. Durch die Parametrisierung des Simulationsmo-

dells lassen sich die Zerspanungsparameter einfach einstellen und variieren. Die Netzkonfiguration des Werkstücks ist im Zerspanungsbereich sehr fein gewählt, da sich im Gleichlaufräsen ein Kommaspan mit einer gegen Null verlaufenden Spannungsdicke ausbildet. Mit zunehmender Entfernung vom Zerspanungsbereich wächst die Elementgröße, um Rechenzeit einzusparen. Alle Elemente im Spanbereich sind mit dem Shear-Failure-Kriterium nach Kapitel 4.2 beaufschlagt, so dass auch hier kein Materialauftrennungspfad vorgegeben werden muss.

5.2 Qualitative Bewertung der 3D-Simulation

Abbildung 5.2 zeigt die 3D-Simulation des Zerspanungsvorgangs. Haupt- und Nebenschneide sind im Eingriff und verursachen somit die Ausbildung eines Spans. Die Materialauftrennung erfolgt gemäß des Trennkriteriums durch Versagen der Elemente vor der Werkzeugschneide. Durch den eingestellten Seiten- und Rückenspanwinkel führt der Span eine spiralförmige Rotation aus, ohne dass es zu Elementüberschneidungen kommt. Die Rechnung erfolgt ohne Konvergenzprobleme, so dass auf unterstützende Vernetzungsmethoden wie in Kapitel 4.3 und Kapitel 4.2 verzichtet werden kann.

Betrachtet man die Werkzeugeintrittskante am Werkstück in Abbildung 5.2(b), so lässt sich feststellen, dass die Wendeschneidplatte durch den Eintrittsstoß ein Kippmoment erfährt und sich zunächst eine größere Spannungstiefe einstellt, die sich nach einem geringen Fräsweg selbst wieder reguliert. Bereiche nach der Werkzeugschneide zeigen verbleibende Spannungszustände im Werkstück auf. Eine Interpretation dieser Spannungszustände hinsichtlich des Eigenspannungszustands nach der spanenden Bearbeitung ist erst nach einer anschließenden Temperaturrelaxationsrechnung zulässig und wird daher an dieser Stelle nicht betrachtet.

Die Spanbildung lässt sich rein qualitativ mit der realen Spanbildung vergleichen (s. Abbildung 5.3). Eine genaue quantitative Betrachtung und ein Vergleich der Spanform ist in diesem Stadium der 3D-Simulation nicht angebracht, da dazu die Netzkonfiguration nicht fein genug ist. Dieses Simulationsmodell ist für die rein makroskopische Simulation des Stirnplanfräsprozesses geeignet. Es kann für die Auswertung von Zerspanungsprozessgrößen wie Schnittkraft oder Werkzeugbelastung verwendet werden (vgl. Kapitel 5.4).

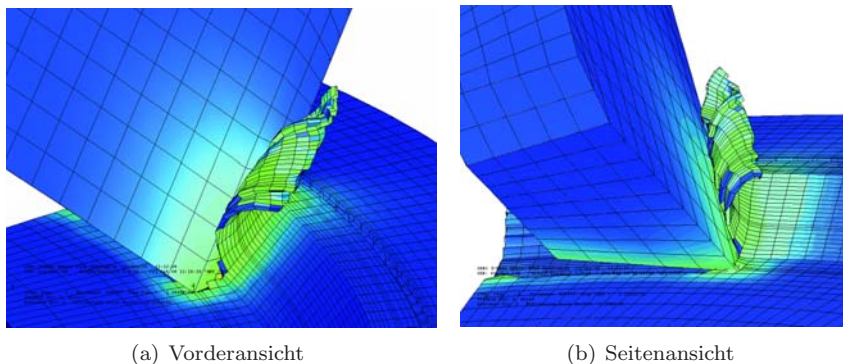


Abbildung 5.2: V. Mises Spannungen während der 3D-Zerspanungssimulation

Für eine mikroskopische Auswertung der Spanbildung ist eine Verfeinerung des Scherzonenbereichs bis zu einer Elementgröße von $5\ \mu\text{m}$ notwendig. Nur mit dieser Netzkonfiguration ist eine realitätsgetreue Abbildung der mikroskopischen Spanbildung, inklusive der Scherspannbildung für definierte Schnittgeschwindigkeitsbereiche, möglich. Demgegenüber steht allerdings die Berechnungsdauer, die durch die Verwendung eines expliziten FE-Berechnungsalgorithmus mit der Anzahl der Elemente und vor allem mit der Größe des kleinsten Elementes exponentiell ansteigen kann [HKSb]. Die 3D-Simulation von Bearbeitungsprozessen kann daher immer nur eine Kompromisslösung zwischen Genauigkeit der Berechnungsgrößen und adäquater Berechnungsdauer sein.

5.3 Modifikationen der 3D-Simulation

Die 3D-Simulation des Stirnplanfräsprozesses ist, bedingt durch die große Elementanzahl, sehr zeitaufwendig. Da zur Reduktion der Rechenzeit durch neue Integrationsalgorithmen oder Berechnungsmethoden ein Eingriff in den Kern des Simulationsprogramms nicht möglich ist, muss eine Modifikation der Geometrie und der Netzkonfiguration vorgenommen werden.

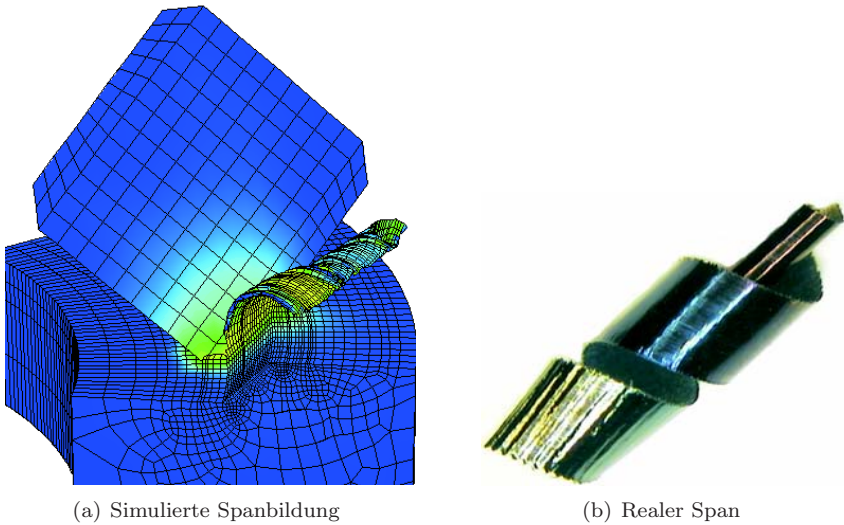


Abbildung 5.3: Qualitativer Vergleich der Spanbildung (simulativ und experimentell)

Des weiteren wird bei den ersten Modellen stets von einer ideal scharfen Schneidkante ausgegangen, um die Vernetzung zu vereinfachen und die Anzahl der Elemente zu reduzieren. Um die Funktionsfähigkeit der Simulation, im speziellen der Materialauftrennung, bei realer Schneidkantenverrundung nachzuweisen, erfolgt nun eine Schneidkantenverrundung von 0,02 mm. Eine entsprechend feine Vernetzung muss gerade für diesen Schneidkantenbereich gewählt werden. Abbildung 5.4 zeigt die Stirnplanfräsimulation mit modifizierter Schneidkante. Die restlichen Parameter sind konstant gehalten. Die Simulation ist mit der vorherigen Spanbildung vergleichbar, so dass davon ausgegangen wird, dass die Funktionsfähigkeit der Simulation, im speziellen der Materialauftrennungsmechanismus auch bei abgerundeter Schneidkante gegeben ist.

In der bisherigen Konfiguration haben Zahnvorschub und Schnitttiefe große Werte erhalten. Damit kann der Zerspanungsquerschnitt mit genügend vielen Elementen ausgefüllt werden. Sollen kleinere Zerspanungsparameter ein-

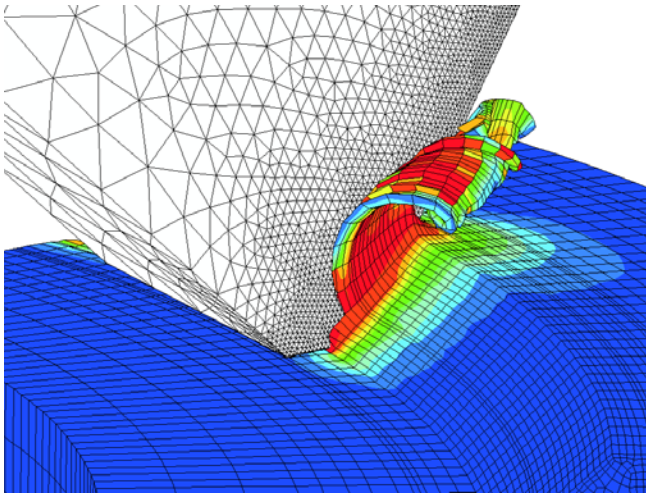
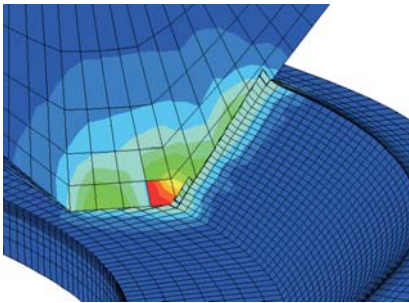


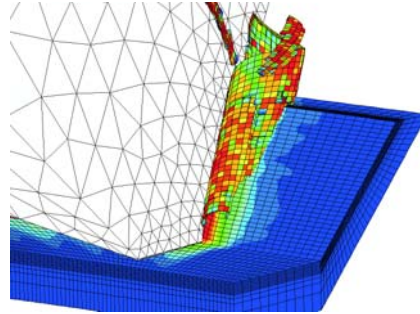
Abbildung 5.4: Stirnplanfräsimulation mit Schneidkantenverrundung

gestellt werden, so hat eine Modifikation der Netzdicke zu erfolgen um eine ausreichend genaue Berechnung zu gewährleisten. Es ist festzustellen, dass die Elementanzahl im Spanbildungsbereich zu erhöhen ist, um die Gradienten der Berechnungsgrößen genauer auflösen zu können und ggf. Änderungen der Simulationsergebnisse und somit eine Abhängigkeit der Spanbildung von der Netzkonfiguration nachzuweisen. Werkstückbereiche, die nicht direkt von der Schneide beeinflusst werden, müssen aus der Rechnung entfernt werden. Zur Reduktion der Elementzahl wird auf die komplette Modellierung des Schnittbogens verzichtet, daher erfolgt eine Konzentration der Simulation auf den Schneideneintrittsbereich. Eine Analyse des Schneideneintrittsvorgangs ist nach wie vor möglich.

Ein weiterer Optimierungsschritt bezüglich der Rechenzeit ist das Definieren der Wendeschneidplatte als Starrkörper („rigid-body“). Eine Auswertung der Spannungen auf der Wendeschneidplatte ist allerdings damit nicht mehr möglich. Die Auswertung der Temperaturen und der Schnittkräfte ist weiterhin durchführbar. Durch dieses Verfahren kann die Rechenzeit dagegen um 35 % reduziert werden im Vergleich zu einer Rechnung mit einem elastischen Werkstoffmodell für die Wendeschneidplatte.



(a) Keine Spanbildung trotz Netzverfeinerung



(b) Weitere Netzverfeinerung ermöglicht Spanbildung

Abbildung 5.5: Verbesserung der Spanbildung durch Reduzierung der Elementlänge und Steigerung der Elementanzahl

Um eine Simulation mit kleinerem Zerspanungsquerschnitt im Vergleich zu vorherigen Simulationen zu realisieren, wird die Elementzahl im Spanbildungsbereich erhöht, um die auftretenden Temperatur- und Dehnungsgradienten fein genug auflösen zu können. Abbildung 5.5(a) zeigt die Zerspanungssimulation im Vollschnitt mit feinerer Netzdicke im Spanbildungsbereich. Es ist zu erkennen, dass zu viele Elemente das dehnungsgesteuerte Versagenskriterium [WSS00] erreichen und somit aus dem Elementverbund herausgelöscht werden. Eine Spanbildung ist daher nicht zu erkennen. Eine weitere Verfeinerung der Netzdicke in radialer und tangentialer Richtung bei gleichem Vorschub zeigt Abbildung 5.5(b) zum Zeitpunkt des Vollschnitts. In dieser Simulation ist eine Spanbildung zu erkennen, die der ursprünglichen Spanbildung für den größeren Zerspanungsquerschnitt ähnelt. Eine Auswertung der Schnittkräfte kann allerdings noch nicht erfolgen, da weiterhin die Spanbildung für eine quantitative Betrachtung ungenügend ist. Im weiteren Verlauf sind die Modelle weiter zu modifizieren und zu optimieren, bis eine ausreichend genaue, quantifizierte Netzverfeinerung für das Erreichen der gewünschten Ergebnisse erzielt wird.

5.4 Quantitative Bewertung der 3D-Simulation

Zur Verifikation der Zerspanungssimulation werden diverse Berechnungsgrößen, die aus der Simulation zu gewinnen sind, ausgewertet. Im allgemeinen geben die Schnittkräfte und die Zerspanungstemperaturen erste Hinweise auf Zuverlässigkeit des modellierten Zerspanungsprozesses. Weiterführende Simulationen sollten erweiterte Auswertungsmöglichkeiten bieten, die eine Analyse der Verschleißentwicklung, der Eigenspannungen und der Oberflächenrauheiten erlauben.

5.4.1 Berechnung der Schnittkräfte

Eine Bewertung der berechneten Schnittkräfte bedingt die Implementierung eines geeigneten Materialmodells, wie es in Kapitel 4.6 verdeutlicht wurde. BIESINGER vollzog die rechnerische Umsetzung des Materialmodells aus Kapitel 2.3.1.1, womit die materialtechnische Grundlage zur quantitativen Bewertung der 3D-Simulation gelegt wurde [SWB⁺01]. Mit diesem Modell können dann verschiedene Rechnungen mit steigender Schnittgeschwindigkeit durchgeführt und die Kraftkomponenten, die auf die Werkzeugschneide wirken, ausgewertet und mit den Kraftmessungen aus dem Experiment verglichen werden.

Die Schnittkraft ergibt sich aus der nodalen Addition der Reaktionskräfte auf der Wendeschneidplatte. Die Simulationen ergeben keinen signifikanten Anstieg oder Abfall der Schnittkräfte mit steigender Schnittgeschwindigkeit (siehe Abbildung 5.6). Die tangentialen Schnittkraft F_C ist bis zu doppelt so hoch wie die Normalkraft F_N und die Passivkraft F_P . Die Ergebnisse lassen sich mit den Messungen der Schnittkraft mittels Piezoelektrik vergleichen (vgl. Kapitel 6.1). So kann bei den Messungen für den dynamischen, unterkritischen Bereich keinerlei Anstieg oder Abfall der Schnittkräfte mit Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit bis weit über den Bereich der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung (HSC=High Speed Cutting) festgestellt werden.

Ein Vergleich der berechneten, tangentialen Schnittkraft F_C mit der experimentell ermittelten Schnittkraft zeigt, dass für den unterkritischen Schnittgeschwindigkeitsbereich eine Diskrepanz $< 10\%$ vorhanden ist (vgl. Abbildung 5.7). Nur vereinzelt ($v_C=500$ m/min) sind größere Unterschiede festzustellen. Der unterkritische Schnittgeschwindigkeitsbereich befindet sich

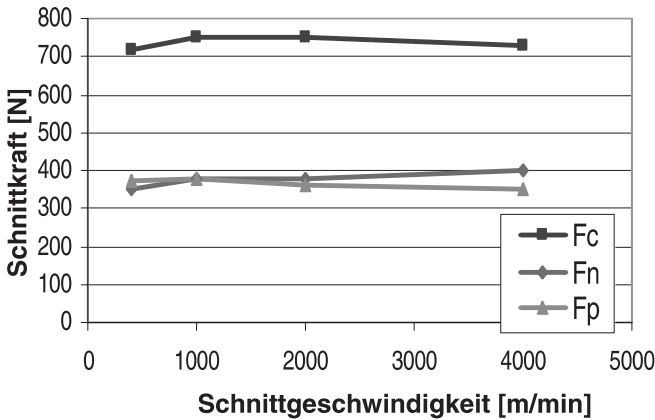


Abbildung 5.6: Abhängigkeit der simulierten Schnittkraftkomponenten von der Schnittgeschwindigkeit

links der im Diagramm eingetragenen Grenzfrequenz, d.h. bei der angegebenen Grenzschnittgeschwindigkeit überschreitet das Frequenzspektrum des Kraftsignals die Grenzfrequenz der Messkette und mit höheren Schnittgeschwindigkeiten wird das Kraftsignal verfälscht (vgl. Kapitel 6.1.1.1). Ein Vergleich der Schnittkräfte im überkritischen Bereich (rechts der Grenzfrequenz) ist durch das Einwirken des dynamischen Verhaltens der Messkette nicht zulässig.

5.4.2 Berechnung der Temperaturen

Zur Verifikation der Simulation wird eine thermisch-mechanisch gekoppelte Simulation eines Zerspanungsvorgangs durchgeführt, womit die Wärmeleitung vom Span zum Werkzeug mit berücksichtigt werden kann. Dazu wird der Versuchsaufbau aus Kapitel 6.4.2.2 simulationstechnisch nachgebildet. Die Simulation wird aufgrund der hohen Berechnungsdauer und des hohen Speicherbedarfs nur für einen Zerspanungszustand durchgeführt. Die Schnittgeschwindigkeit beträgt dabei $v_C = 200$ m/min, der Zahnvorschub ist auf $f_Z = 0,2$ mm/Zahn eingestellt. Die Berechnungsdauer erhöht sich durch die Verwendung der thermisch-mechanisch gekoppelten Elemente. Bei gegebener Netzkonfiguration würde die komplette Rechnung für einen komplet-

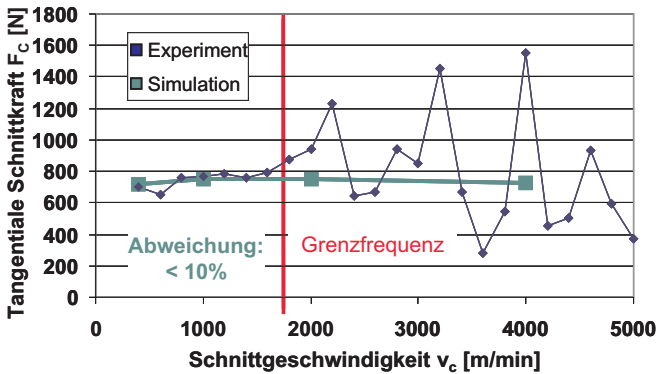


Abbildung 5.7: Vergleich der berechneten tangentialen Schnittkraft mit gemessener Schnittkraft

ten Fräszyklus bis zu ca. 3 Monaten benötigen und ca. 1,2 GBytes an Speicherplatz belegen. Aus diesem Grund wird die Simulation in zwei Schritten ausgeführt:

Abbildung 5.8 beschreibt die Vorgehensweise graphisch. Sie zeigt die Wendeschneidplatte (heller Körper) in verschiedenen Positionen zum Werkstück (dunkler Körper) entsprechend den folgenden Berechnungsschritten. Die Betrachtung der Temperaturen auf der Werkzeugschneide zu Beginn des kompletten Fräszyklus zeigt, dass sich die Temperaturen nach kurzer Zeit einem quasi-stationären Zustand nähern. Nach nur ca. 5 ms, was einem Eingriffswinkel von ca. 30 Grad entspricht, sind die Temperaturen nahezu konstant. Lediglich das Ausmaß der Temperaturverteilung (Wärmespot) auf der Spanfläche vergrößert sich mit zunehmender Spanungsdicke. Es wird daraufhin die Annahme getroffen, dass sich der Maximalwert der Werkzeugtemperatur bis kurz vor dem Verlassen der Schneide des Werkstücks nicht ändern wird. Die Größe des Wärmespots wird sich entsprechend der Winkellage und der sich daraus ergebenden Spanungsdicke anpassen. Mit diesem ersten Simulationsschritt wird also das Temperaturspektrum, welches sich auf der Spanfläche der Schneide einstellt, berechnet und dient als zusätzliche Randbedingung (Eingangsgröße) für den anschließenden zweiten Schritt der Temperaturberechnung.

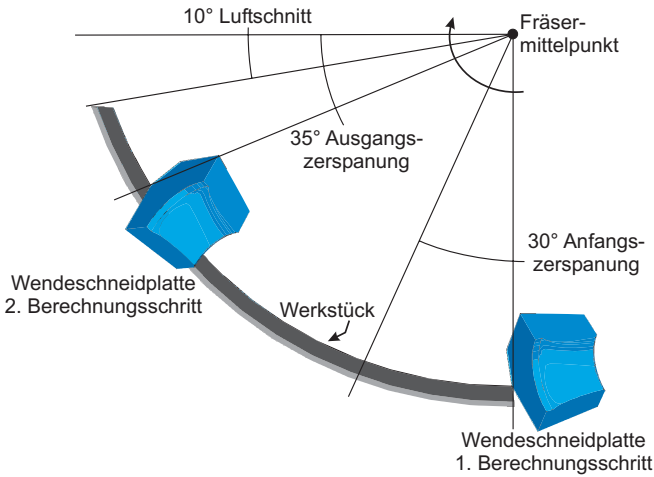


Abbildung 5.8: Vorgehensweise zur Werkzeugtemperaturberechnung (schematisch)

Der zweite Schritt simuliert lediglich den Austritt des Werkzeugs und die sich anschließende Abkühlung des Werkzeugs im Luftschnitt. Insgesamt werden in diesem zweiten Schritt der Simulation 35° simuliert, davon 25° im Werkstückmaterial und 10° im Luftschnitt.

Die messtechnische Erfassung der Temperaturen auf der Wendeschnidplatte ist direkt nach deren Austreten aus dem Werkstück erfolgt (vgl. Kapitel 6.4.2). Nach Abscheren des Spans kühlt die Spanfläche durch den anschließenden Luftschnitt ab. Diese Abkühlphase ist in die Simulation zu integrieren, um die Temperaturen vergleichen zu können. Dazu ist ein Wärmeübergangskoeffizient für die erzwungene Konvektion auf die Spanfläche anzubringen, der jedoch zuvor zu berechnen ist. Aus den strömungsmechanischen Überlegungen kennt man die Gleichung zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten bei erzwungener Konvektion:

$$h_{con} = \frac{Nu \cdot \lambda_{Luft}}{l_{char}} \quad (5.1)$$

mit der Nusseltzahl Nu , der thermischen Konduktivität für Luft $\lambda_{Luft} = 0,0257 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ und der „charakteristischen Länge“ l_{char} , die zuvor zu berechnen ist.

Die charakteristische Länge ist dem Durchmesser einer Kugel gleichzusetzen, deren Volumen dem der Wendschneidplatte entsprechen muss. Das Volumen der Wendschneidplatte ist aus den Geometriedaten zu berechnen, das Volumen der Kugel berechnet sich über die Gleichung $4\pi r^3$. Es ergibt sich $l_{char} = 9,4 \text{ mm}$ als charakteristische Länge.

Zunächst ist zu beurteilen, ob bei den gegebenen Randbedingungen eine turbulente oder laminare Umströmung der Wendschneidplatte vorliegt. Dies geschieht mit der Berechnung der Reynoldszahl, die für eine laminare Strömung kleiner dem Wert 2300 entsprechen muss. Die Reynoldszahl berechnet sich mit der Gleichung

$$Re = \frac{l_{char} \cdot v \cdot \rho}{\mu} \quad (5.2)$$

mit der Fluidgeschwindigkeit v , die in diesem Falle der Geschwindigkeit der Luft und somit der Schnittgeschwindigkeit gleichzusetzen ist, der Dichte ρ von Luft ($=1,205 \text{ kg/m}^3$) und der Viskosität der Luft μ ($=1,73 \cdot 10^{-5} \text{ kg/m/s}$). Es ergibt sich eine Reynoldszahl von $Re \approx 2200$. Damit liegt man im Grenzbereich, d. h. im Übergangsbereich von einer laminaren zu einer turbulenten Umströmung der Wendschneidplatte, wodurch sich die Gleichung zur Berechnung der Nusseltzahl durch vektorielle Addition einer laminaren und einer turbulenten Strömung ergibt:

$$Nu = \sqrt{Nu_{lam}^2 + Nu_{turb}^2} \quad (5.3)$$

Die Gleichungen zur Berechnung der Nusseltzahlen für eine laminare und eine turbulente Strömung lautet

$$Nu_{lam} = 0,664 \cdot Re^{1/2} \cdot Pr^{1/3} \quad (5.4)$$

$$Nu_{turb} = 0,036 \cdot (Re^{0,8} - 23200) \cdot Pr^{1/3} \quad (5.5)$$

Die Prandtlzahl ist konstant und hat für die Umgebungstemperatur (20°C) den Wert 0,713. Die Nusseltzahl ergibt somit 732,018.

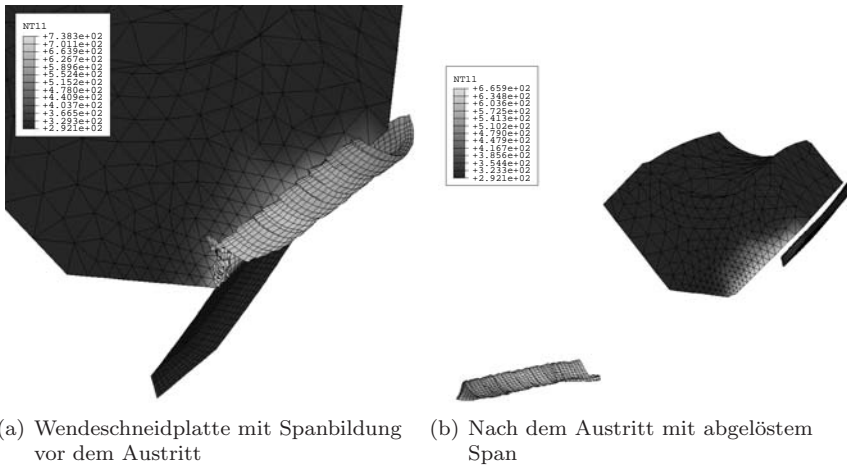


Abbildung 5.9: Temperaturberechnung auf der Wendeschneidplatte beim Austreten aus dem Werkstück

Mit der nun berechneten Nusseltzahl kann die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten nach Gleichung (5.1) erfolgen. Er ergibt $\approx 2,0 \text{ W/m}^2\text{°C}$.

Die Abbildungen 5.9(a) und 5.9(b) zeigen die Wendeschneidplatte, das Werkstück und den entstandenen Span kurz vor und kurz nach dem Austreten aus dem Material. Im Material besitzt die Wendeschneidplatte nach wie vor die Temperaturverteilung wie zu Beginn als Randbedingung aufgebracht. Die sich gleich zu Beginn des zweiten Berechnungsschritts einstellende Spanbildung hat somit eine Änderung der Temperaturverteilung und der Maximaltemperatur verhindert.

Die Analyse der Temperaturverteilung auf der Wendeschneidplatte ergibt maximale Temperaturen direkt an der Schneidkante. Aus den experimentellen Untersuchungen in Kapitel 6.4.2.1 und den zweidimensionalen Simulationen des Orthogonalschnitts (vgl. Kapitel 4.6), ist bekannt, dass die maximale Temperatur nicht direkt an der Schneidkante, sondern in einem Bereich weiter im Inneren der Schneide vorhanden ist. Dies bestätigt sich auch bei der Betrachtung des Kolkverschleißes auf der Wendeschneidplatte. Daher ist anzunehmen, dass diese maximale Temperatur, die die Si-

mulation liefert, entweder aus numerischen Berechnungsfehlern, oder aus anderen Gründen, entstanden ist. JAIN beschreibt in seinen Untersuchungen in [JYA01] den Einfluss des Schneidkantenradius auf die Schneidentemperatur. Er beobachtet, dass mit steigender Schartigkeit der Schneide, die maximale Temperatur bei der Zerspanungssimulation zur Schneidkante hin verlagert wird. Da im betrachteten dreidimensionalen Simulationsprogramm eine scharfe Schneidkante modelliert ist, ist die Ursache der falschen Temperaturwerte an der Schneidkante hierin zu vermuten. Vergleicht man die Temperaturen in einem vergleichbaren lokalen Bereich wie dies in den experimentellen Untersuchungen geschehen ist, so stellt man fest, dass sich die Temperaturen zwischen 250 und 270 °C bewegen, womit eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten erreicht ist. Die Berechnung der Abkühlrate nach dem Austreten der Wendeschneidplatte ergibt, dass die Temperatur auf der Wendeschneidplatte um ca. 10 °C pro Winkelgrad des Fräsers absinkt. Dies ist ebenfalls in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Temperaturmessungen in Kapitel 6.4.2.3.

5.4.3 Weitere Berechnungsgrößen

Mit der aktuellen Netzkonfiguration ist ein Vergleich mit der Spannbildung auf mikroskopischer Ebene nicht möglich, da mit der groben Vernetzung eine genaue Abbildung der Spannbildung nicht zu erreichen ist. Eine Verfeinerung unter Berücksichtigung begrenzter Rechenzeit ist daher zu erwägen, um auch z. B. Scherspäne im dreidimensionalen Fall simulieren zu können, wie es im ebenen Fall schon geschehen ist (vgl. Kapitel 4.5.2). Möglicherweise wird die Spannbildung auch einen entscheidenden Einfluss auf die Oberflächentopographie in Bezug auf Oberflächenrauheit und Eigenspannungen nach der Bearbeitung haben, so dass auch für diesen Bereich noch keine Verifikation des Simulationsmodells mit experimentellen Daten gemäß Kapitel 2.3.5.2 möglich ist. Mit sinkendem Vorschub nimmt die Spannungsstärke ab, so dass auch die Größe der Elemente verkleinert werden muss, um die Anzahl der Elemente über die Spannungsstärke gleich zu halten. Mit Verringerung der Elementgröße vergrößert sich jedoch aufgrund des expliziten Berechnungsalgorithmus die Rechenzeit. Daraus ist ersichtlich, dass zur ganzheitlichen Betrachtung und Simulation dreidimensionaler Zerspanungssimulationen weitere Optimierungsschritte bezüglich der Netzkonfiguration und der damit verbundenen Rechenzeit durchzuführen sind. Für makrosko-

pische Analysen zur Berechnung der Zerspankräfte oder der Werkzeugtemperaturen ist die dreidimensionale Simulation in gewissen Grenzen bereits jetzt schon anwendbar und zuverlässig.

5.5 Fazit

Aufbauend auf den Erkenntnissen aus der zweidimensionalen Orthogonalprozesssimulation konnte in diesem Kapitel die Abbildung des dreidimensionalen Stirnplanfräsprozesses dargestellt werden. Aufgrund der exponentiell ansteigenden Berechnungsdauer durch eine höhere Anzahl kleiner FEM-Elemente kann mit der dreidimensionalen Zerspanungssimulation zum jetzigen Zeitpunkt der Forschungsaktivitäten nur eine makroskopische Betrachtung der Spanbildung erfolgen. Für die Integration der Scherspanbildung oder der mikroskopischen Betrachtung der Randzone muss eine Optimierung der Zerspanungssimulation bezüglich der benötigten Rechendauer und des notwendigen Speicherbedarfs erfolgen, so dass eine feinere Diskretisierung mit genauerer Netzkonfiguration realisiert werden kann.

Die makroskopische Zerspanungssimulation erlaubt jedoch aufgrund sehr guter Übereinstimmung mit experimentell ermittelten Zerspanungsgrößen bereits jetzt eine industrielle Applikation im Hinblick auf die Berechnung von Schnittkräften oder Temperaturen im Werkstück oder in der Werkzeugschneide. So haben die Ergebnisse gezeigt, dass die Schnittkräfte der Simulation mit experimentellen Schnittkraftmessungen weitläufig zu vergleichen sind, obwohl Scherbandbildung in den realen Spänen zu beobachten ist. Man geht jedoch davon aus, dass die Scherbandbildung einen entscheidenden Einfluss auf die Schnittkraft hat. Weitere Aspekte, wie die Verschleißsimulation, lassen sich ohne weiteres auf die dreidimensionale Simulation übertragen.

Die aufgezeigte Vorgehensweise lässt sich auf die Simulation anderer spannender Bearbeitungsverfahren übertragen. Vorausgesetzt das zerspanungsspezifische Materialverhalten und die sonstigen Daten zur Beschreibung der Randbedingungen sind vorhanden, lassen sich Spanbildungsmodelle zur Berechnung der Prozessgrößen beispielsweise beim Bohren, Räumen oder komplexeren kinematischen Bearbeitungsverfahren, wie das Wälzschälen, realisieren und zur prädiktiven virtuellen Prozesscharakterisierung anwenden.

Damit ist die Grundlage zur ganzheitlichen Betrachtung der virtuellen Fertigungsprozesse, die als Vision der Zerspanungssimulation zu betrachten ist, geschaffen.

6 Experimentelle Charakterisierung des Zerspanungsprozesses

Wie bereits mehrfach erwähnt, ist die Verifikation der Simulationsmodelle mit der experimentellen Charakterisierung des Zerspanungsprozesses un-
abdingbar. Nur durch eine ausführliche Verifikation ist die Zuverlässigkeit
der Simulationsprogramme herzustellen, so dass diese zur prädiktiven Cha-
rakterisierung von Zerspanungsprozessen einem erweiterten Anwendungs-
bereich zugeführt werden können.

Zur Verifikation werden Zerspanungsgrößen mittels einer geeigneten Messtechnik ermittelt. Dies sind in der Regel die Schnittkräfte, die Charakterisierung der Span- und Oberflächenmorphologie und die Prozesstemperaturen, unterteilt in Werkstück- und Werkzeugtemperatur. Weitere Messgrößen, die gerade im Hinblick auf die industrielle Anwendung von besonderem Interesse sind, sind die Verschleißentwicklung des Werkzeugs und die verbleibenden Eigenspannungsverteilungen in der Werkstückoberfläche nach der spanenden Bearbeitung.

Die verwendete Messtechnik stellt insbesondere für den hochdynamischen Prozess des Stirnplanfräsens, verstärkt durch neue Technologien wie z. B. der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung, eine eigene Herausforderung dar, so dass nachfolgend im Detail auf die Methoden der messtechnischen Zerspanungsprozesscharakterisierung für das Stirnplanfräsen bis hin zur Hochgeschwindigkeitsbearbeitung eingegangen wird.

6.1 Schnittkraftmessungen

Die Schnittkraft gilt als die wichtigste oder die am häufigsten verwendete Prozessgröße, die für eine Verifikation herangezogen wird. Neben der Messung der Schnittkraft existieren in der Literatur auch Näherungsformeln,

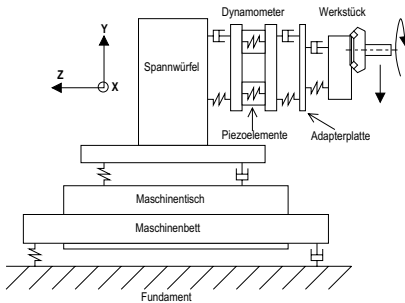
beispielsweise die Schnittkraftformel nach VICTOR-KIENZLE [KV57], die jedoch nur für einen eingeschränkten Anwendungsbereich Gültigkeit besitzt. So ist eine Verwendung der Schnittkraftformel für den höheren Schnittgeschwindigkeitsbereich bis hin zu Hochgeschwindigkeitsbearbeitung nicht zulässig.

Eine weit verbreitete Methode zur Messung der Schnittkraft ist die Verwendung von piezoelektrischen Quarzkristallen. Deren Verwendung wurde bereits von HERGET in [Her95] beschrieben. HERGET zeigt in seinen Arbeiten, dass bei der Messung der Schnittkräfte das dynamische Verhalten der Messkette, gerade bei der Verwendung von Piezoelementen, unter Umständen einen entscheidenden Einfluss auf die Qualität der Messergebnisse hat. Aus diesem Grund wird als erster Schritt vor der eigentlichen Messung der Schnittkraft eine dynamische Charakterisierung der Messkette durchgeführt. Damit wird die zuverlässige Interpretierbarkeit der Messergebnisse gewährleistet und die dynamische Erregung der Messkette als Fehlerquelle ausgeschlossen.

6.1.1 Dynamische Charakterisierung der Zerspankraftmessung

Es ist bekannt, dass sich die Zerspankraftmessung bei hohen Schnittgeschwindigkeiten durch die hohen Drehzahlen und der davon abhängigen Schneideneintrittsfrequenz schwierig gestaltet [Her95]. Während die interessierenden Zerspankräfte die Eingangsgröße in das System „Messkette“ darstellen, ist die gemessene Ausgangsgröße die Systemantwort der Messkette auf diese Kräfte. Problematisch wird das Übertragungsverhalten der Messkette, die das dynamische Verhalten eines Mehrmassenschwingers besitzt, wenn sie mit einer ihrer Eigenfrequenzen angeregt wird. Bedingt durch Zahneingriffsstöße und variable Zerspankräfte kommt es zu einer breitbandigen, dynamischen Anregung der Messkette. Dieses Frequenzspektrum wird mit zunehmenden Schnittgeschwindigkeiten zu höheren Frequenzen verschoben und erreicht Bereiche oberhalb der untersten Eigenfrequenz der Messkette. Dies führt zu systematischen Messfehlern der gemessenen Kräfte.

Um den Einfluss des dynamischen Verhaltens der Messkette auf die gemessenen Kraftsignale beurteilen zu können, muss eine ausführliche dynamische Charakterisierung der Messkette erfolgen. Nur so können quantitative



(a) Schematische Darstellung



(b) Reale Abbildung im Einsatz

Abbildung 6.1: Aufbau einer piezoelektrischen Schnittkraftmessvorrichtung

Aussagen über den Verlauf der Zerspankräfte auch bei hohen Schnittgeschwindigkeiten getroffen werden. Methoden der Signalaufbereitung existieren, sind aber ebenso kritisch zu beurteilen (vgl. Kapitel 6.1.1.3)

6.1.1.1 Dynamisches Verhalten der piezoelektrischen Kraftmessung

Zur Kraftmessung werden in der Regel piezoelektrische Kraftsensoren verwendet. Der Messaufbau besteht aus Werkstück, Adapterplatte, Kraftmessplattform (KMP), Spannwürfel, Maschinentisch mit Komponenten und Maschinenbett. Das System stellt folglich in seiner Gesamtheit einen gekoppelten Mehrmassenschwinger dar, wie in Abbildung 6.1(a) schematisch dargestellt. Abbildung 6.1(b) zeigt eine reale Abbildung der piezoelektrischen Schnittkraftmessvorrichtung im Einsatz.

Die durch das Schwingen des Messaufbaus beschleunigten Massen haben Massenkräfte zwischen der Ober- und Unterplatte der Kraftmessplattform zur Folge, welche wiederum zu Messfehlern führen. Zur Beschreibung des Einflusses dieses Effektes auf die Bestimmung der Schnittkräfte wird die Linearität der Messkette durch die Aufnahme der Frequenzgänge mittels der Impulshammermethode durchgeführt.

Als Maß für die Qualität von Frequenzgangmessungen kann die Kohärenz der Ergebnisse herangezogen werden. Sie sagt aus, inwieweit das Eingangssignal und das Ausgangssignal im Frequenzbereich miteinander in kausalem

Zusammenhang stehen. Dabei kann sie Werte zwischen 0 (kein Zusammenhang) und 1 (strenge Kausalität) annehmen. In der Praxis sollte der Wert 0.9 nicht unterschritten werden.

Die Abbildungen 6.2, 6.3 und 6.4 zeigen die ermittelten Hauptfrequenzgänge des Messaufbaus (G_{xx} , G_{yy} , G_{zz}) in Form von Bode-Diagrammen sowie die dazugehörigen Kohärenzfunktionen.

Man erkennt in den Abbildungen die Resonanzstellen des Messaufbaus an den Maxima in den Amplitudengängen und den dazugehörigen Sprüngen in den Phasengängen.

Der Frequenzgang G_{xx} weist beispielsweise bei 1000 und 2100 Hz Amplitudenüberhöhungen von 8 bzw. 5 dB auf. Besitzt das X-Kraftsignal diese Frequenzanteile, so wird es mit dem Faktor 2.5 bzw. 1.8 „überbewertet“. Im Zeitbereich macht sich dies in Form von dem Kraftsignal überlagerten Schwingungen bemerkbar. Das tendenzielle Tiefpaßverhalten des Messaufbaus bewirkt zudem, dass Frequenzanteile der Kraftsignale „unterbewertet“ werden. Dies ist der Fall, sobald sie im Amplitudengang unter die 0 dB Linie fallen.

Für die Hauptfrequenzgänge bedeutet folglich jede Abweichung von der 0 dB Linie eine nicht tolerierbare Verfälschung der jeweiligen Signalanteile.

6.1.1.2 Einfluss einzelner Komponenten auf das dynamische Verhalten des Messaufbaus

In den einzelnen Amplitudenüberhöhungen der Frequenzgänge spiegelt sich das dynamische Verhalten der Komponenten des Messaufbaus wider.

Um herauszufinden, welche Komponente bei welcher Frequenz in Resonanz gerät, werden piezoelektrische Beschleunigungsaufnehmer an frei zugänglichen Stellen des Messaufbaus befestigt und ihre Signalantwort auf eine impulsförmige Anregung gemessen. Hieraus können die Frequenzgänge der Einzelkomponenten des Messaufbaus berechnet werden. Durch charakteristische Amplitudenüberhöhungen bei gleichen Frequenzen sowohl in den Frequenzgängen der Komponenten als auch in den gemessenen Frequenzgängen der Kraftmessplattform kann eine Zuordnung zu den verschiedenen Bauteilen im Messaufbau vorgenommen werden, da sich die Frequenzgänge der

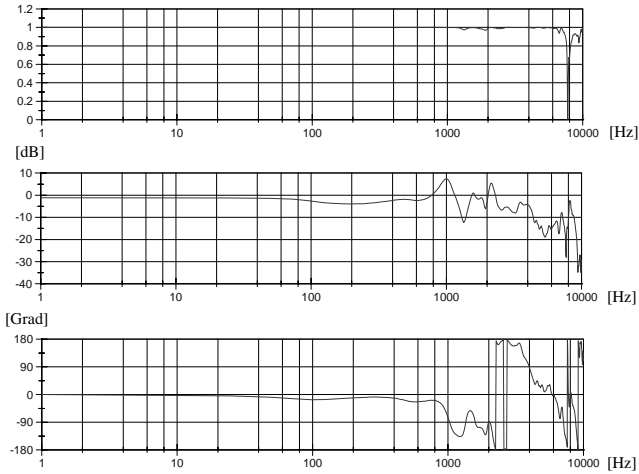


Abbildung 6.2: Kohärenzfunktion, Amplitudengang und Phasengang des Messaufbaus in X-Richtung, G_{xx}

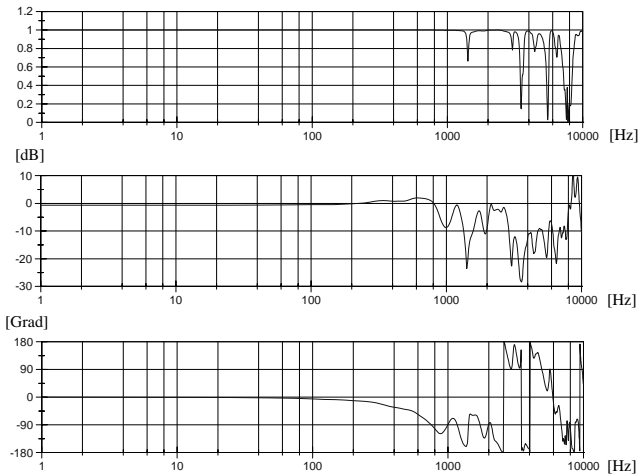


Abbildung 6.3: Kohärenzfunktion, Amplitudengang und Phasengang des Messaufbaus in Y-Richtung, G_{yy}

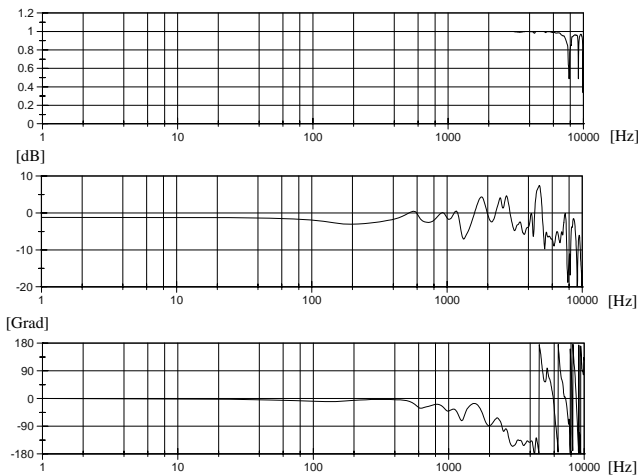


Abbildung 6.4: Kohärenzfunktion, Amplitudengang und Phasengang des Messaufbaus in Z-Richtung, G_{zz}

Kraftmessplattform aus einer additiven Überlagerung der Komponentenfrequenzgänge ergeben.

Abbildung 6.5 zeigt exemplarisch die ermittelten Komponentenfrequenzgänge für die Z-Richtung. Die Ergebnisse der Bauteilresonanzfrequenzbestimmung sind in Tabelle 6.1 dargestellt.

Aus den Ergebnissen lassen sich folgende Erkenntnisse ableiten:

- Der Spannwürfel weist sehr komplexe Schwingungsformen in allen drei Raumrichtungen auf. Diese übertragen sich auf den gesamten Messaufbau.
- Es kommt durch die Montage von der Adapterplatte und dem Werkstück zu einer Absenkung der Resonanzfrequenz der Kraftmessplattform von 1500 Hz auf ca. 1100 Hz in allen drei Raumrichtungen. Dies bestätigt auch eine Überschlagsrechnung:

Aus dem Datenblatt des piezoelektrischen Dynamometers ist die Federsteifigkeit zwischen Ober- und Unterplatte mit $k = 2 \text{ kN}/\mu\text{m}$ angegeben, wobei die Oberplatte ein Gewicht von $m \approx 21,5 \text{ kg}$ besitzt.

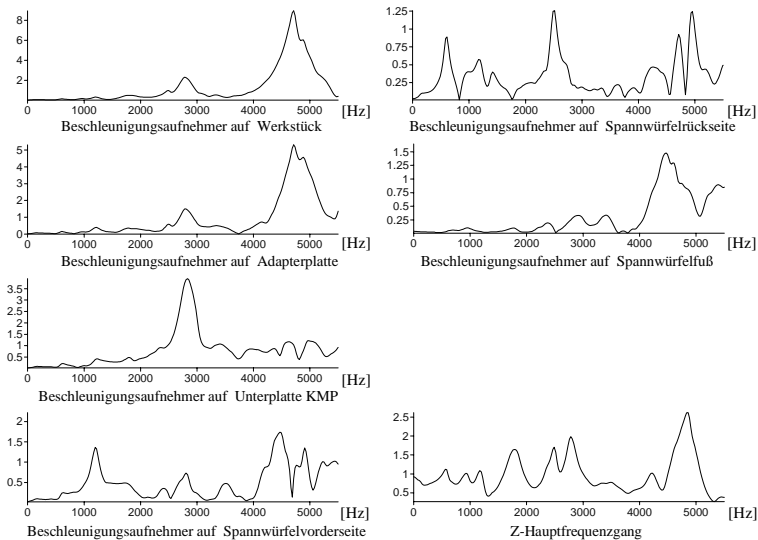


Abbildung 6.5: Z-Komponentenfrequenzgänge

Daraus ergibt sich die Resonanzfrequenz der reinen Plattform (ohne Aufbauten) zu: $f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m}} = 1530 \text{ Hz}$. Die Masse von Adapterplatte und Werkstück beträgt zum Zeitpunkt der Messungen ca. 20 kg ($m_{ges} = 41,5 \text{ kg}$). Die berechnete Resonanzfrequenz nach der Montage des Werkstücks ergibt somit 1105 Hz.

Theoretisch kann die kritische Frequenz durch Einsatz von leichteren und steiferen Komponenten zu höheren Frequenzen verschoben werden, was einen physikalischen Widerspruch erkennen lässt. Eine Erhöhung der Steifigkeit bringt meist zwangsläufig eine Erhöhung der Masse mit sich, es sei denn, Verbesserungspotenziale durch konstruktive Modifikationen sind noch vorhanden. Wegen des systembedingten Tiefpaßverhaltens ist es allerdings fraglich, ob durch diese Maßnahmen auch hochdynamische Prozesse mit Nutzsignalanteilen oberhalb von 5000 Hz ausreichend genau erfaßt werden können.

Bauteil-Resonanzfrequenzen in X-Richtung	
ca. 1000 Hz	Kraftmessplattform
ca. 1600 Hz	Spannwürfel
ca. 2400 Hz	Spannwürfel
Bauteil-Resonanzfrequenzen in Y-Richtung	
ca. 800 Hz	Spannwürfel
ca. 1200 Hz	Kraftmessplattform
ca. 1800 Hz	Spannwürfel
ca. 2300 Hz	Spannwürfel
ca. 3000 Hz	Werkstückaufspannung
Bauteil-Resonanzfrequenzen in Z-Richtung	
ca. 600 Hz	Spannwürfel
ca. 1000 Hz	Kraftmessplattform
ca. 1200 Hz	Spannwürfel
ca. 2500 Hz	Spannwürfel
ca. 2800 Hz	Flanschverbindung Spannwürfel-KMP
ca. 4800 Hz	Flanschverbindung Adapterplatte

Tabelle 6.1: Bestimmung der Bauteilresonanzfrequenzen für die Richtungskomponenten X, Y, Z

6.1.1.3 Inversfilterung

Eine Möglichkeit der Aufbereitung der Signale beschreibt die Methode der Inversfilterung [Her95], bei der durch die Multiplikation des Ausgangssignals mit der Umkehrübertragungsfunktion der Messkette ein unverfälschtes Eingangssignal erreicht werden soll.

Im Falle der Korrektur der Zerspankraftsignale können mit der Methode der Inversfilterung allerdings nur unbefriedigende Ergebnisse erzielt werden. Grund dafür ist vor allem die schlechte Identifizierbarkeit der Kreuzfrequenzgänge des Messaufbaus.

Darüber hinaus erscheint es fraglich, ob die Inversfilterung ein geeignetes Mittel zur Korrektur der Zerspankraftsignale ist, da im realen Anwendungsfall dem dynamischen System beim Fräsen durch die Zerspanung ständig Masse „entzogen“ wird. Folglich sind die ermittelten Übertragungsfunktionen nicht konstant, sondern lediglich eine Momentaufnahme, die das dynamische Systemverhalten nur zu einem bestimmten Zeitpunkt exakt widerspiegelt.

6.1.2 Versuchsbeschreibung zur Schnittkraftmessung

Zur messtechnischen Charakterisierung der Schnittkräfte des Stirnplanfräsprozesses werden Zerspanungsversuche unter Variation der Zerspanungsparameter durchgeführt. Zum Einsatz kommt dabei eine piezoelektrische Kraftmessplattform der Firma Kistler vom Typ 9255A. Die Parameter sind folgendermaßen festgelegt:

Maschine:	Heller MC16 Bearbeitungszentrum mit horizontaler Anordnung der HSC-Spindel bis 16.000 U/min
Schnittgeschwindigkeit:	$v_C=400$ bis 6200 m/min, Schrittweite 200 m/min
Zahnvorschub:	$f_Z=0,05$ bis 0,2 mm/Zahn, Schrittweite 0,05 mm/Zahn
Schnitttiefe:	$a_p=2$ mm = konstant
Schnittbreite:	$a_e=2$ bis 5 mm, Schrittweite 1,5 mm
Werkstückstoff:	Vergütungsstahl Ck45 im normalisierten Wärmebehandlungszustand
Schneidstoff:	HM (TiN beschichtet) der Fa. Walter AG „P2894-Gr.1“, Plattengeometrie: Länge = Breite = 12,7 mm, Tiefe = 20 mm, Freiwinkel $\alpha = 20^\circ$, Phasenbreite = 2,0 mm, Einstellwinkel $\kappa = 45^\circ$.

- Werkzeug: Messerkopfstirnfräser der Firma Walter AG „Mini Novex F 2033 positiv“, Durchmesser $d_c = 63$ bzw. 125 mm, Rückenspanwinkel $\gamma_p = 20^\circ$, Seitenspanwinkel $\gamma_f = -9^\circ \Rightarrow \gamma_0 = 8^\circ$, Neigungswinkel $\lambda = 20^\circ$, mit einer Wendeschneidplatte besetzt.
- Sonstiges: Trockene Bearbeitung, Gleichlaufräsen

Als minimale Schnittgeschwindigkeit wird der Übergang vom konventionellen Fräsen zum HSC-Fräsen gewählt (vgl. [Sch89]). Die obere Schnittgeschwindigkeitsgrenze ergibt sich aus der Wahl des Fräasers mit Durchmesser $d_c = 125$ mm und der maximalen Drehzahl der verwendeten Maschine.

Die Zerspanungsversuche erfolgen durch Einzahnfräsversuche in Bahnen wie in Abbildung 6.6 dargestellt.

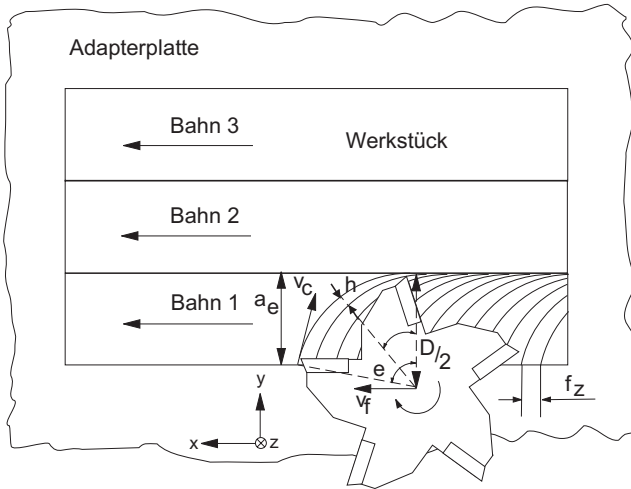


Abbildung 6.6: Verfahrgang des Fräasers auf dem Werkstück

Dabei erfolgt jeweils nach einem Fräsweg von 30 mm eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit bzw. des Vorschubs und ein Versatz des Fräasers in

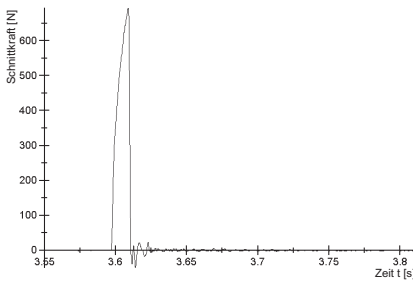
die positive z-Achse, um ein Zerkratzen der vorher bearbeiteten Versuchsfläche zu vermeiden. Durch die Vorbearbeitung des Werkstücks mit einem Treppenprofil ist eine konstante Schnitttiefe gewährleistet.

6.1.3 Ergebnisse der Schnittkraftmessung

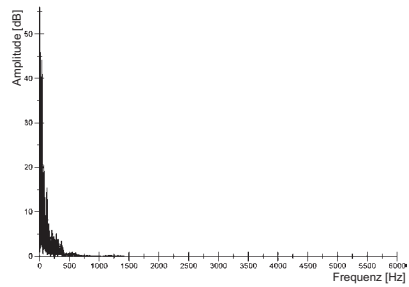
Bei der Interpretation von Messergebnissen aus Schnittkraftmessungen ist es unabdingbar, die Qualität des Messsignals zu überprüfen. Dies geschieht durch die Betrachtung des Frequenzspektrums des gemessenen Kraftsignals. In Abbildung 6.7 sind exemplarisch das Messsignal der tangentialen Schnittkraft F_C für einen Schneideneingriff und das jeweilige Frequenzspektrum (Fast-Fourier-Transformation des Kraftsignals, FFT) für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten dargestellt.

Es ist zu erkennen, dass die Qualität der Messsignale und somit die Interpretierbarkeit aufgrund des dynamischen Verhaltens der Messkette mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit abnimmt. Dies ist mit dem Frequenzspektrum zu begründen, welches mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit zu höheren Frequenzbereichen verschoben wird und die Eigenfrequenz der Messkette überschreitet. Bereits bei der Schnittgeschwindigkeit von $v_C=1500$ m/min ist ein großer Anteil des Frequenzspektrums nahe der Grenzfrequenz, wodurch eine Überlagerung von Schwingungen mit dem eigentlichen Kraftsignal zu beobachten ist. Daraus lässt sich eine Grenzschnittgeschwindigkeit definieren, deren Größe aus dem Zeitpunkt des Überschreitens des zugehörigen Frequenzspektrums über die Eigenfrequenz der Messkette bestimmt wird. Eine Interpretation der Schnittkräfte oberhalb dieser Grenzschnittgeschwindigkeit ist nicht zulässig.

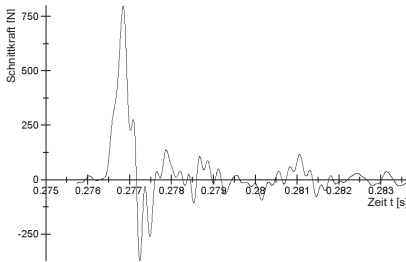
Zur quantitativen Bewertung der Schnittkräfte hat sich die Berechnung von integralen Werten bewährt. Dabei wird das Integral des Messsignals über die Fräserdrehung (Kreisbewegung der Wendeschneidplatte) berechnet. Bei der gemittelten Größe der Zerspankraft liefern die aus der Messkettendynamik hervorgehenden Anteile des Signals sowohl außerhalb des Zahneingriffs als auch während des Zahneingriffs keinen Beitrag. Der integrale Wert wird als Zerspanungsarbeit definiert und ist ein Maß für die Energie, die notwendig ist, einen Span zu nehmen. Abbildung 6.8 zeigt die Vorgehensweise und die mathematische Definition zur Ermittlung der Zerspanungsarbeit



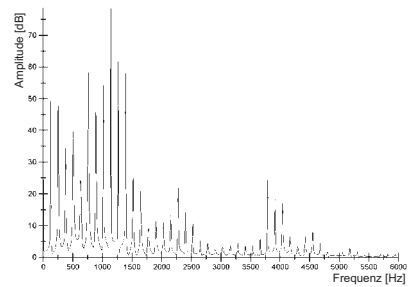
(a) Kraftsignal bei $v_C = 50$ m/min



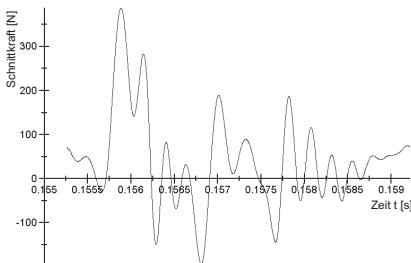
(b) FFT bei $v_C = 50$ m/min



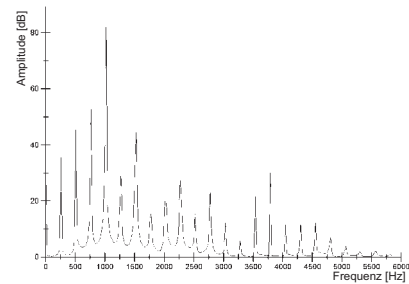
(c) Kraftsignal bei $v_C = 1500$ m/min



(d) FFT bei $v_C = 1500$ m/min

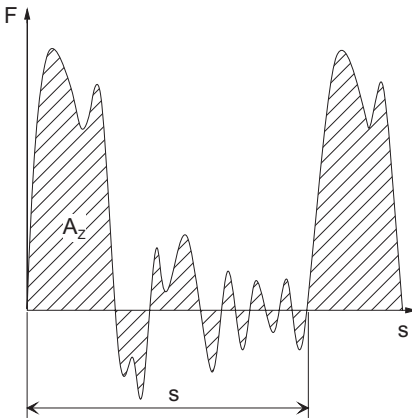


(e) Kraftsignal bei $v_C = 3000$ m/min



(f) FFT bei $v_C = 3000$ m/min

Abbildung 6.7: Kraftsignale und Frequenzspektren (Fast-Fourier-Transformierte, FFT) bei verschiedenen Schnittgeschwindigkeiten



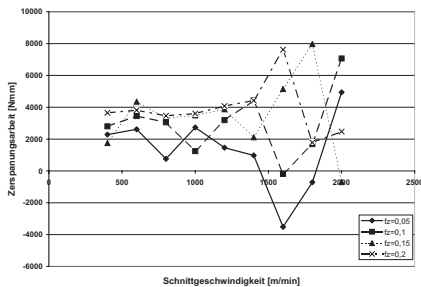
$$A_Z = \int_0^{\Delta s} F(s) ds$$

Abbildung 6.8: Ermittlung der integralen Zerspanungsarbeit

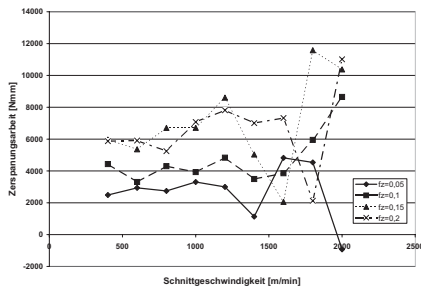
A_Z . Dabei ist s der Weg des Fräasers im Bogenmaß und Δs der Weg einer Fräserumdrehung (Fräserumfang).

Abbildung 6.9 zeigt die gemessenen Zerspanungsarbeiten über die Schnittgeschwindigkeit für verschiedene Zahnvorschübe und Eingriffsbreiten. Aus den Diagrammen ist zu erkennen, dass die Zerspanungsarbeit bis zu der Grenzschnittgeschwindigkeit von ca. 1200 m/min nahezu konstant bleibt. Eine signifikante Entwicklung in steigende oder fallende Schnittkräfte in diesem Bereich ist nicht zu erkennen. Eine Interpretation der Ergebnisse oberhalb der Grenzschnittgeschwindigkeit ist nicht sinnvoll, da deutlich zu erkennen ist, wie sich das dynamische Verhalten der Messkette verfälschend auf die Messwerte auswirkt. Es sind sowohl ansteigende als auch abfallende Schnittkräfte zu beobachten. Die anwachsende Streubreite unterstreicht die schlechte Interpretierbarkeit der Schnittkräfte oberhalb der Grenzschnittgeschwindigkeit. Es ist lediglich zu erkennen, dass mit steigenden Vorschüben auch die Schnittkräfte bzw. die benötigte Zerspanungsarbeit ansteigt. Auch mit steigender Eingriffsbreite werden höhere Zerspanungsarbeiten gemessen, wie den in Abbildung 6.9(d) dargestellten Mittelwerten bis $v_C = 1200$ m/min entnommen werden kann.

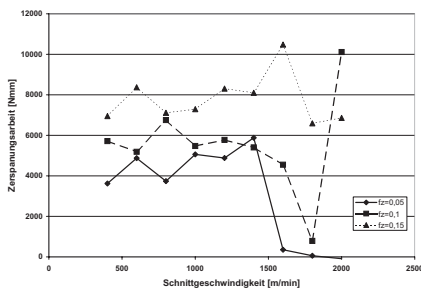
In der Literatur sind für die Hochgeschwindigkeitsbearbeitung in der Vergangenheit meist sinkende Schnittkräfte mit steigender Schnittgeschwindigkeit



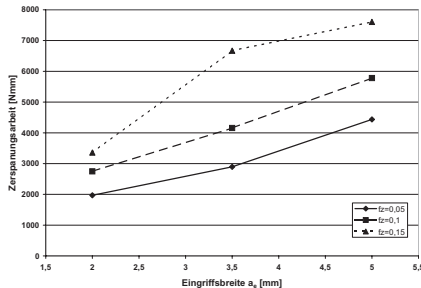
(a) Zerspanungsarbeit für $a_e=2$ mm



(b) Zerspanungsarbeit für $a_e=3,5$ mm



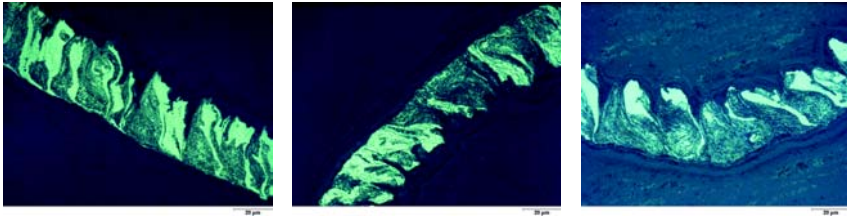
(c) Zerspanungsarbeit für $a_e=5$ mm



(d) Vergleich bei unterschiedlicher Eingriffsbreite a_e

Abbildung 6.9: Zerspanungsarbeit unter Variation der Zerspanungsparameter

keit angegeben [TH99, Her95, Sch89]. Jedoch zeigen aktuelle Forschungsergebnisse, dass eine sehr große Unsicherheit in einer zuverlässigen Aussage über die wahre Entwicklung der Schnittkräfte mit höheren Schnittgeschwindigkeiten herrscht. So sind ebenso vermehrt Vertreter von steigenden Schnittkräften [KRH01, SMF+98] aufgetreten. LIU hat in seinen Arbeiten in [KVL01] bezüglich des dynamischen Verhaltens der Messkette bei piezoelektrischer Kraftmessung zusätzlich festgestellt, dass ein großer Teil der Signalenergie gerade beim Fräsen über den Fräserintrittsimpuls eingebracht wird. Der Frequenzanteil des Impulses liegt im sehr hohen Frequenzbereich und somit meist über der Eigenfrequenz der Messkette. Dies wird durch steigende Schnittgeschwindigkeiten verstärkt, was bedeutet, dass ein Groß-



(a) Schliff bei $v_C = 1000$ m/min

(b) Schliff bei $v_C = 3000$ m/min

(c) Schliff bei $v_C = 5000$ m/min

Abbildung 6.10: Segmentierung bei verschiedenen Schnittgeschwindigkeiten

teil des Kraftsignals nicht messtechnisch erfaßt wird und die Gefahr einer Fehlinterpretation der Messergebnisse zu kleineren Schnittkräften gegeben ist. Das Tiefpaßverhalten der Messkette führt somit zu niedrigeren Schnittkräften als sie in Realität an der Schneide vorhanden sind. Zusammenfassend kann also gesagt werden, dass ein signifikanter Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Schnittkräfte beim Fräsen mit höheren Schnittgeschwindigkeiten nicht festzustellen ist.

6.2 Makroskopische Spancharakterisierung

Zur Charakterisierung der Späne werden verschiedene Kenngrößen, wie zum Beispiel der Segmentierungsgrad [TH99] und die Spanstauchung aus den angefertigten metallographischen Schlibfbildern ermittelt, um den Einfluss der Zerspanungsparameter auf die Spanbildung bestimmen zu können. Die Charakterisierung der Späne ermöglicht ein tieferes Verständnis der Spanbildung und dient hauptsächlich der späteren mikroskopischen Verifikation des Simulationsmodells.

Abbildung 6.10 zeigt Ausschnitte aus den Spanquerschnitten für $f_Z = 0,05$ mm, die zur Bestimmung des Segmentierungsgrads als Mittelwert mehrerer Messungen herangezogen werden.

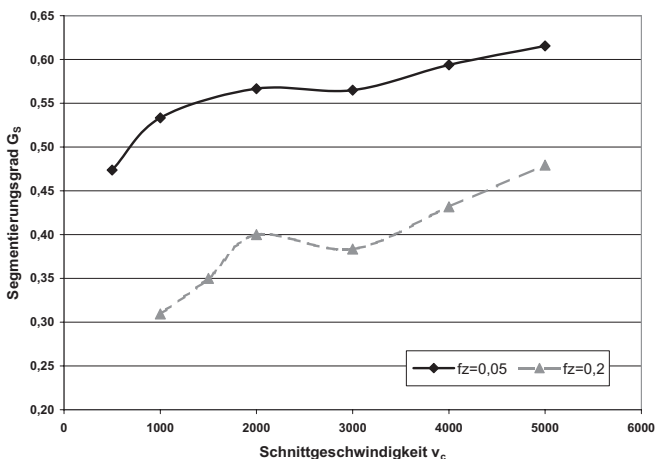


Abbildung 6.11: Segmentierungsgrad in Abhängigkeit der Zerspanungsparameter

Betrachtet man den Segmentierungsgrad G_s der Späne

$$G_s = \frac{(h'_{max} - h'_{min})}{h'_{max}} \quad (6.1)$$

mit h'_{max} = maximale Spandicke und h'_{min} = minimale Spandicke mit steigender Schnittgeschwindigkeit (Abbildung 6.11), so ergibt sich eine geringe Steigerung der Segmentierung. Die Späne sind bei der niedrigst eingestellten Schnittgeschwindigkeit bereits segmentiert. Bis zur höchsten untersuchten Schnittgeschwindigkeit steigt die Segmentierung nur um etwa 13%. Einen erheblich größeren Einfluss hat dagegen der Vorschub, mit dem die Spanndicke eingestellt wird. Bei geringerem Vorschub neigt der Span zu stärkerer Segmentierung als bei höherem Vorschub. Vermutlich kann das bei größeren Spanndicken zusätzlich vorhandene Material die großen plastischen Verformungen leichter ohne Instabilität aufnehmen. Späne mit geringerer Spanndicke neigen eher zu sprödem Verhalten und somit zu Segmentspanbildung.

Abbildung 6.12 gibt Aufschluss über die Verformung während des Abtrennvorgangs des Spans. Die Spanstauchung, die sich aus dem Verhältnis von Spandicke zu Spanndicke ergibt, zeigt überwiegend eine Spanstre-

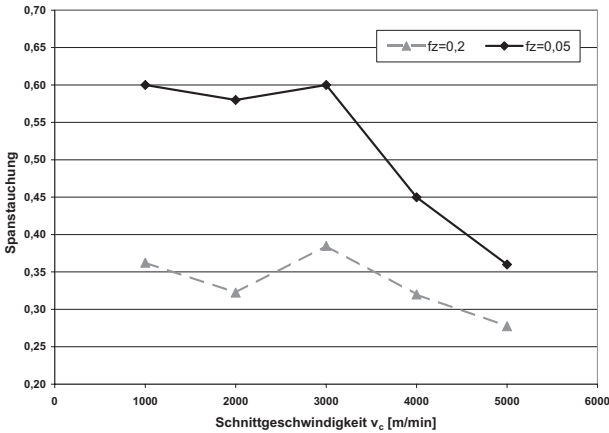


Abbildung 6.12: Stauchung λ in Abhängigkeit der Zerspanungsparameter

ckung, da der Span eine geringere Dicke als die Spanungsdicke aufweist. Aus der Volumenkonstanz folgt, dass der Span mit höherer Geschwindigkeit als der Schnittgeschwindigkeit ablaufen muss. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit nimmt die Streckung des Spans zu. Ähnliche Effekte sind bei Aluminium-Werkstoffen allerdings bei höheren Schnittgeschwindigkeiten bekannt [TH99]. Dabei ist auch ein Umkehren der Verhältnisse zwischen Spanablaufgeschwindigkeit zu Schnittgeschwindigkeit zu beobachten.

6.3 Oberflächencharakterisierung

Für die Charakterisierung der Oberflächengüte werden die gemittelte Rauhtiefe R_z und der arithmetische Mittenrauhwert R_a ermittelt. In Abbildung 6.13 sind exemplarisch die Rauheitswerte für die Schnittbreite $a_e=5$ mm und für verschiedene Zahnvorschübe angegeben.

Es ist zu erkennen, dass die Oberflächenrauheit mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit zunächst stark abnimmt. Dies ist unabhängig von der gewählten Schnittbreite. Ab ca. 350 m/min bleiben die Messwerte nahezu konstant. Diese Schnittgeschwindigkeit entspricht nach Angaben der Literatur für den gewählten Werkstoff (Ck45) dem Beginn der Hochgeschwin-

digkeitsbearbeitung [Sch89]. Insgesamt ist bei allen durchgeführten Versuchen eine sehr gute Oberflächenrauheit erreicht worden. Die Streubreite der Messergebnisse ist durch die Nähe zur Messgenauigkeit des Messmittels zu vernachlässigen. Eine Abhängigkeit der Oberflächenrauheit vom Zahnvorschub ist nicht zu erkennen. Dies ist mit der Schneidengeometrie zu erklären, die durch die Phasenbreite der Nebenschneide von 2 mm ein Breitschlichtfräsen verursacht, womit der zuvor erfolgte Schnitt nochmals überfräst und somit die entstehende Oberfläche geschichtet wird.

6.4 Temperaturmessung

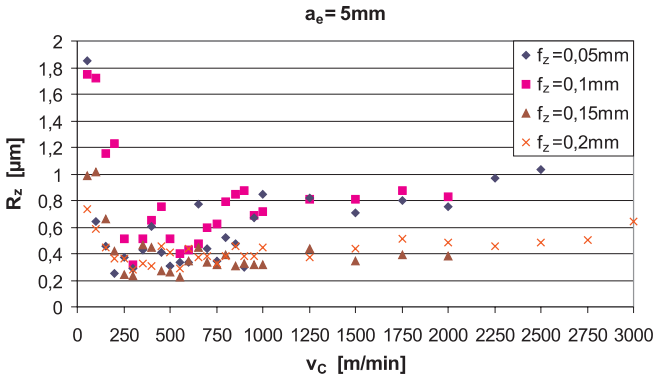
Eine weitere für die Verifikation der Simulation erforderliche Größe ist die während der Zerspanung herrschende Prozesstemperatur im Werkstück und in der Wendeschneidplatte. Dazu können verschiedene Messverfahren zum Einsatz kommen. DAMARITÜRK teilt die verschiedenen Arten der Temperaturmessung bei der Zerspanung nach ihren physikalischen Messprinzipien ein [Dam90] (vgl. Abbildung 6.14).

Prinzipiell lassen sich zwei Klassen der Temperaturmessung finden. Neben der Messung auf Basis der Wärmeleitung ist gerade für die Temperaturmessung dynamischer Objekte die Messung auf Basis der Wärmestrahlung zu nennen.

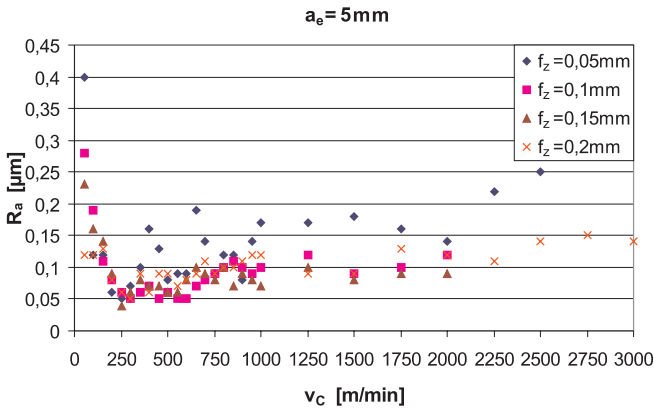
6.4.1 Werkstücktemperatur

6.4.1.1 Temperaturmessung mittels Thermoelementen

Die Messung mit Thermoelementen soll Ergebnisse über die Temperaturen im Inneren des Werkstücks direkt unterhalb der Wendeschneidplatte liefern. Dabei werden die Zerspanungsparameter Schnittgeschwindigkeit v_C , Eingriffsbreite a_e und Zahnvorschub f_Z variiert, um den Einfluss der Zerspanungsparameter auf die Werkstücktemperatur zu ermitteln. Im Versuch werden durch zwei angebrachte Thermoelemente die Temperaturen unterhalb der Haupt- und der Nebenschneide gemessen. Dazu sind die Elemente an der entsprechenden Stelle genau 0,01 mm unterhalb der Werkstückoberfläche positioniert. Abbildung 6.15 verdeutlicht den Versuchsaufbau.



(a) Abhängigkeit der gemittelten Rauhtiefe R_z von der Schnittgeschwindigkeit



(b) Abhängigkeit des arithmetischen Mittenrauhwerts R_a von der Schnittgeschwindigkeit

Abbildung 6.13: Abhängigkeit der Rauheitswerte R_z und R_a von der Schnittgeschwindigkeit für verschiedene Zahnvorschübe

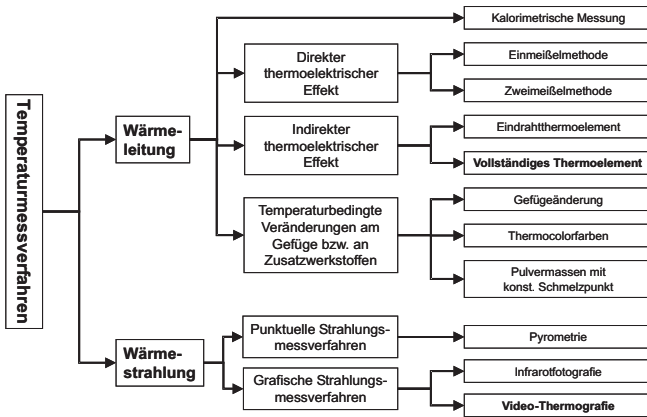


Abbildung 6.14: Klassifizierung der Temperaturmessverfahren nach dem Messprinzip und deren Vertreter

Zur erfolgreichen Messung der Temperaturen ist es notwendig, hochdynamische Thermolemente zu verwenden, die die kurze Aufheizphase während der Überquerung der Messstelle durch den Fräser erfassen können. Vergleichsversuche verschiedener Thermoementtypen ergeben beste Ansprechzeiten und einen angemessenen Temperaturbereich (-200 bis 1250 °C) für die Mantel-Thermolemente der Firma NEWPORT Electronics GmbH vom Typ K (NickelChrom/Nickel), Typenbezeichnung „HKMTSS-M025-150“.

Auf eine detaillierte Darstellung der Messergebnisse wird verzichtet, da sie zeigen, dass mit dieser Messmethode keine allgemeingültige Aussage über den Temperaturverlauf zu treffen sind. Teilweise sind widersprüchliche Ergebnisse aufgetreten. In einigen Versuchen steigt die Temperatur mit der Schnittgeschwindigkeit, in anderen steigt sie nicht. Ebenso ist keine allgemeingültige Aussage über den Vergleich der Temperaturen unterhalb der Haupt- und der Nebenschneide zu treffen, da in einigen Fällen die Temperaturen unterhalb der Nebenschneide sogar größer sind als die Temperaturen unterhalb der Hauptschneide. Auch hier gibt es widersprüchliche Aussagen, die die Unzulänglichkeit dieses Messverfahrens unterstreichen.

Als Grund hierfür kann zum einen die unzureichend genaue Platzierung und Befestigung der Thermolemente aufgeführt werden und zum anderen

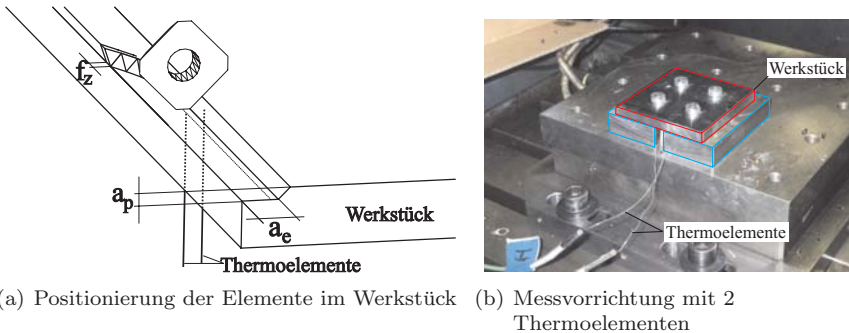


Abbildung 6.15: Skizze und Realfoto des Versuchsaufbaus

die nicht ausreichende Dynamik der Thermoelemente für den offensichtlich sehr hochdynamischen Aufheizprozess (vgl. Kapitel 6.4.1.2). Für eine ausreichend genaue Platzierung der Thermoelemente ist eine ideal ausgeführte Bohrtiefe in das Werkstück notwendig. Erschwert wird die Befestigung der Thermoelemente durch die kegelförmige Ausbildung des Bohrgrunds und die Kontakterstellung der Thermoelemente mit Wärmeleitpaste, wobei die korrekte Lage der Thermoelemente durch die Bohrung nicht kontrolliert werden kann. Aus den Versuchsergebnissen ist somit erkennbar, dass die Temperaturermittlung mittels Thermoelementen ein ungeeignetes Messverfahren für das Stirnplanfräsen darstellt.

6.4.1.2 Temperaturmessung mittels Infrarot-Thermographie

Ein weitaus vielversprechenderes Messverfahren zur Messung der Werkstücktemperaturen ist die Messung mittels einer Infrarot-Thermovideokamera. Zum Einsatz kommt hierbei das Thermographiesystem „AGEMA Thermovision 900“ mit folgenden technischen Daten:

- Scannende Bilderfassung
- 136x272 Pixel mit 15 Hz Abtastrate
- 68x272 Pixel mit 30 Hz Abtastrate

- Linescan (272 Pixel) mit 2,5 kHz
- hochdynamischer Speicher
- Wellenlängenbereich 8...12 μm
- Messbereich -30...+2000 $^{\circ}\text{C}$
- Auflösung < 0,1 $^{\circ}\text{C}$
- Genauigkeit < $\pm 1,0^{\circ}\text{C} / \pm 1\%$

Zur Messung der Werkstücktemperatur wird ein Versuchskonzept verwendet, bei dem der Fräser eine Strecke mit abnehmender Wandstärke abfährt. Das Werkstück ist auf der Oberseite mit einer Nut versehen und schwarz lackiert, damit ein möglichst hoher Emissionsgrad erreicht wird, der für eine genaue Messung notwendig ist. Die Bestimmung des Emissionsgrad des Lacks erfolgt durch die Aufnahme eines Temperaturverlaufs mittels einer Kalibriervorrichtung und dessen Abgleich mit den gemessenen Werten aus der Thermovideokamera. An der Stelle des Fräserdurchbruchs durch den Nutgrund wird die Werkstücktemperatur direkt unter der Hauptschneide gemessen. Abbildung 6.16 zeigt schematisch den Aufbau des Versuchs und ein Realbild aus dem Arbeitsbereich der Maschine mit oben befestigter Thermokamera. Die Variation der Schnittgeschwindigkeit erfolgt im Bereich von $v_C = 500$ bis 2000 m/min. Der Zahnvorschub wird zwischen $f_Z = 0,05$ bis 0,25 mm/Zahn und die Eingriffsbreite zwischen $a_e = 1$ bis 3 mm eingestellt.

Abbildung 6.17 zeigt die Draufsicht auf die Werkstückoberseite und somit in den Nutgrund zum Zeitpunkt des Fräserdurchbruchs durch den Nutgrund. Es ist deutlich zu erkennen, dass eine Wärmeentwicklung am Ende der Nut auftritt und die Wärme in den oberen Bereich des Werkstücks transportiert wird. Die Wärmeentwicklung ist nur für eine sehr kurze Zeitspanne, in der der Fräser mit der Vorschubgeschwindigkeit den Nutgrund durchbricht, feststellbar. Dieses Zeitintervall bestimmt die Anwendbarkeit der Kamera aufgrund der begrenzten Abtastfrequenz. Die hell erscheinende heiße Stelle kann punktuell durch die Messsoftware der Kamera ausgewertet und die Temperatur an dieser Stelle bestimmt werden. Der untere helle Streifen stammt entweder von einem heißen Span oder einer Reflexion des Fräsers. Der Fräser ist aufgrund der hohen Drehzahl und der entsprechend

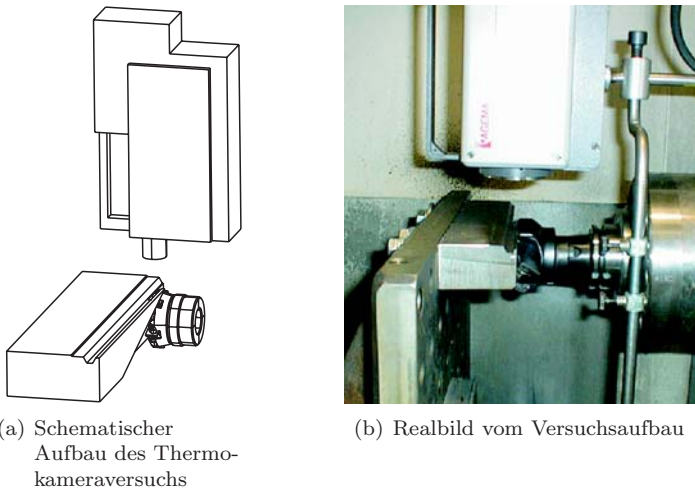


Abbildung 6.16: Versuchsaufbau zur Messung mit einer Infrarot-Thermokamera

niedrigen Abtastfrequenz der Kamera nicht genau abgebildet, sondern nur strichförmig im Bild zu erkennen. Die Abtastfrequenz im Vollbild-Modus ist für die Messung der Werkstücktemperatur ausreichend, da nur die Vorschubgeschwindigkeit zeitlich aufgelöst werden muss.

Abbildung 6.18 zeigt die Ergebnisse der Experimente. Die Abbildungen 6.18(a) bis 6.18(c) zeigen die Abhängigkeit der Temperatur von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub für die Eingriffsbreite $a_e = 1$ bis 3 mm. Die Abbildung 6.18(d) zeigt den Einfluss der Eingriffsbreiten auf den Zusammenhang zwischen Temperatur und Schnittgeschwindigkeit bei konstantem Vorschub $f_Z = 0,05$ mm/Zahn.

Es ist deutlich zu erkennen, wie mit steigender Schnittgeschwindigkeit bei allen Versuchen auch die Temperatur wächst. Bei maximal eingestellten Zerspanungsparametern lassen sich an der Wirkstelle Temperaturen bis 607°C messen. Ein ansteigender Vorschub reduziert die Temperatur, welches mit der geringeren Reibung auf der Freifläche zu erklären ist, die aufgrund eines günstigeren Schnittes bei größerer Spannungsdicke vorliegt. Eine weitere Möglichkeit ist die unterschiedliche Fräsdauer bei gleichem Fräsweg.

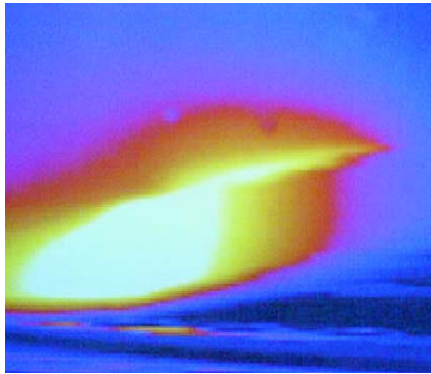


Abbildung 6.17: Bild einer Thermomessung

Der Fräser benötigt bei geringerem Vorschub mehr Zeit die Frässtrecke abzufahren, als mit größerem Vorschub. Die Frässtrecke ist jedoch mit ca. 100 mm lang genug, um dies auszuschließen. Mit zunehmender Eingriffsbreite lässt sich auch die Werkstücktemperatur erhöhen, da sich der Fräser länger im Eingriff befindet. Vergleicht man die Ergebnisse mit den Temperaturmessungen mittels Thermoelementen für vergleichbare Zerspanungsparameter, so wird nochmals die schlechte Verwendbarkeit der Thermoelemente unterstrichen. Mit den Thermoelementen konnten bei vergleichbaren Zerspanungsparametern nur Temperaturen bis zu 87°C gemessen werden ($a_e = 5\text{ mm}$, $f_Z = 0,1\text{ mm/Zahn}$, $v_C = 1200\text{ m/min}$). Die mit der Thermokamera gemessenen Temperaturen waren wesentlich höher ($T = 360^\circ\text{C}$ bei $a_e = 3\text{ mm}$, $f_Z = 0,1\text{ mm/Zahn}$, $v_C = 1200\text{ m/min}$).

6.4.2 Werkzeugtemperatur

Die Messung der Werkzeugtemperatur, genauer der Temperatur auf der Spanfläche der Wendeschneidplatte, kann aufgrund der hohen Bahngeschwindigkeit der Wendeschneidplatte beim Stirnplanfräsen nur durch eine zeitlich hochauflösende Thermovideographie erfolgen. Zum Einsatz kommt daher die Hochgeschwindigkeitskamera Phoenix der Firma Indigo vertrieben durch die Firma LOT-Oriel GmbH & Co. KG. Die Kenndaten der Kamera sind

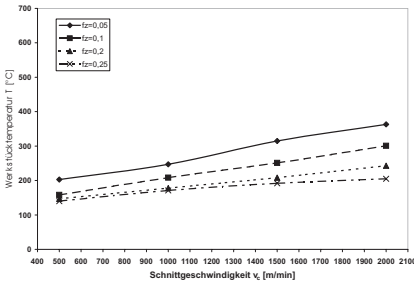
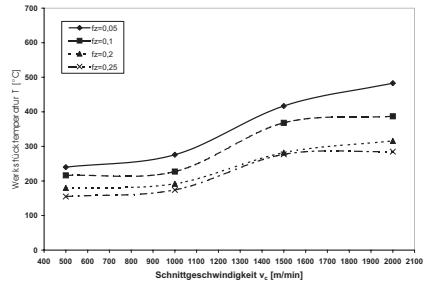
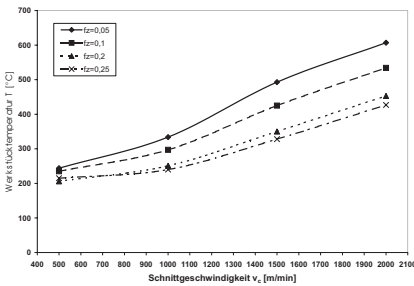
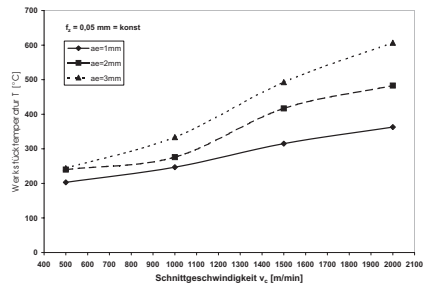
(a) Temperaturverlauf für $a_e = 1 \text{ mm}$ (b) Temperaturverlauf für $a_e = 2 \text{ mm}$ (c) Temperaturverlauf für $a_e = 3 \text{ mm}$ (d) Vergleich der Temperaturverläufe bei unterschiedlichem a_e

Abbildung 6.18: Ergebnisse der Temperaturmessung mit Infrarot-Thermokamera

- Scannende Bilderfassung,
- Fenstergröße von 320x256 Pixel mit 346 Hz Abtastrate bis zu 64x8 Pixel mit >10 kHz Abtastrate,
- hochdynamischer Speicher,
- Wellenlängenbereich: 0,9-1,7 μm , 2,5-5,0 μm oder 8-9 μm ,
- Detektormaterial: Indium Gallium Arsenid (InGaAS), Indium Antimonid (InSb) oder Quantum Well Infrarotdetektor (QWIP),
- Detektorgröße: örtliche Auflösung 30 μm ,

- Messbereich $-20 \dots +600 \text{ }^\circ\text{C}$,
- Temperaturauflösung $\leq 0,02 \text{ }^\circ\text{C}$,
- Genauigkeit $< \pm 2 \text{ }^\circ\text{C} / \pm 2 \%$.

Neben der hohen Dynamik der Thermokamera bietet sie die Möglichkeit, durch den gescannten Bildbereich zu beurteilen, ob es sich bei der aufgenommenen Bildsequenz oder dem Einzelbild wirklich um die Spanflächen-temperatur handelt oder ob das Bild eventuell durch einen meist heißen Span verdeckt ist und somit die Temperaturwerte verfälscht werden. Andere Temperaturmesseinrichtungen wie die Pyrometrie [MR01] oder die Einzelbild-Thermographie [Sei93, Sch97] können dies nicht leisten, da sie entweder von nur einem einzelnen Punkt die Temperatur messen oder zur Auswertung der Temperaturen viele Einzelbilder von einem sehr begrenzten Lichtfenster aufintegrieren müssen, bis der lichtempfindliche Film genügend ausbelichtet ist.

Durch eine Kalibrierung der Kamera bei verschiedenen hohen Temperaturen wird dem von der Temperatur abhängigen Emissionskoeffizienten des beobachteten Objekts (Wendeschnidplatte) Rechnung getragen. Eine Veränderung des Emissionskoeffizienten ist somit nur noch bei einer Verschleißentwicklung oder bei Verzunderung und somit Änderung der Oberflächenbeschaffenheit der Wendeschnidplatte gegeben. Dazu wird mittels einer speziellen Vorrichtung (vgl. Abbildung 6.19(a)) eine Wendeschnidplatte auf eine Heizspule montiert und in einer Stickstoffatmosphäre, um eine Verzunderung bei hohen Temperaturen zu vermeiden, auf verschiedene Temperaturen erhitzt und mittels Präzisionsthermoelementen die Referenztemperaturen gemessen. Die Aufzeichnung des Wärmebilds der Wendeschnidplatte (Abbildung 6.19(b) zeigt die Wendeschnidplatte auf der Heizspule im Hintergrund und mit zwei darauf befestigten Präzisionsthermoelementen) bei unterschiedlichen Temperaturen mit der Thermokamera erlaubt die Erstellung einer Kalibrierkurve, womit die gemessenen Intensitätsverteilungen der Kamera einer $^\circ\text{C}$ -Skala zugeordnet werden können. Zwischenwerte und größere Temperaturwerte werden meist linear inter- bzw. extrapoliert.

Die Messung der Schneidentemperatur wird beim Gegenlaufräsen zum Zeitpunkt des Schneidenaustritts aus dem Material gemessen. Um die Wahrscheinlichkeit einer Verdeckung des Bildbereichs durch ablaufende Späne zu

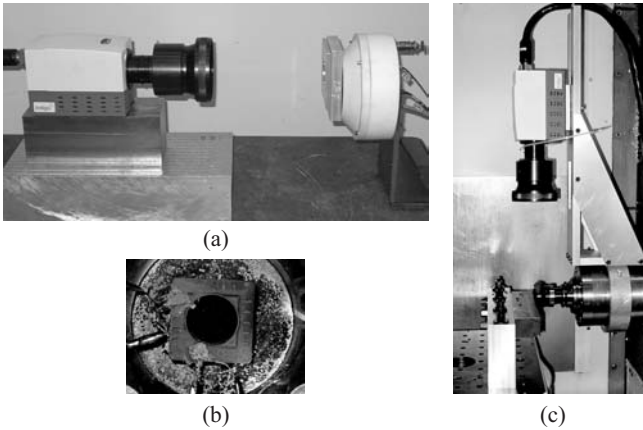
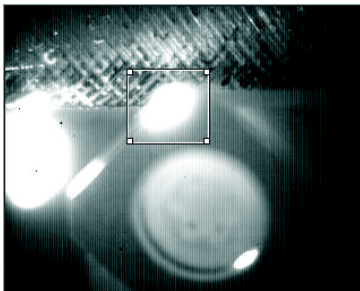


Abbildung 6.19: Vorbereitungen zur hochdynamischen Temperaturmessung

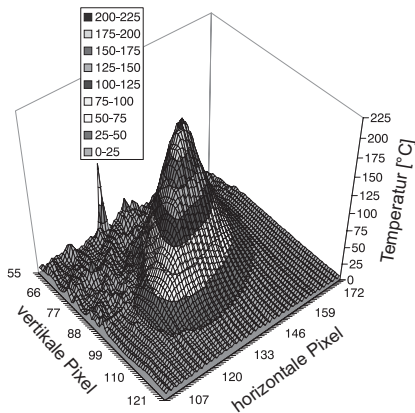
minimieren, wird ein Eingriffswinkel kleiner 90° gewählt, so dass der Span beim Schneidaustritt seitlich ausweicht und die Kamera durch Spanflug nicht beschädigt wird. Abbildung 6.19(c) zeigt die montierte Thermokamera im Arbeitsraum der Maschine. Um eine möglichst große örtliche Auflösung der Wendeschneidplatte zu erhalten, ohne zu nah an den Fräser herangehen zu müssen, wird ein geeignetes Objektiv verwendet, so dass ein Bildpunkt der Kamera etwa $0,055\text{ mm}$ der Realität entspricht. Somit sind Lage und Ausmaße des Wärmespots auf der Spanfläche mit zufriedenstellender geometrischer Genauigkeit auswertbar. Die Abhängigkeit der Schneidentemperatur von den Zerspanungsparametern (Schnittgeschwindigkeit, Vorschub, Schnitttiefe) wird durch deren Variation ermittelt

6.4.2.1 Temperaturverteilung auf der Spanfläche

Durch die hohe Abtastfrequenz ist es möglich, Zeitsequenzen vom Austritt der Wendeschneidplatte aufzunehmen. Abbildung 6.20(a) zeigt ein Wärmebild der Wendeschneidplatte direkt zum Zeitpunkt des Austritts aus dem Werkstückmaterial. Der Span hat sich kurz zuvor vom übrigen Material gelöst und ist noch als heller Fleck auf der linken Seite des Bildes zu erkennen. Auf der Spanfläche der Wendeschneidplatte ist deutlich ein Wärmespot



(a) Wärmebild der Wendschneidplatte



(b) Digitale Auswertung des Wärmespots

Abbildung 6.20: Qualitative und quantitative Betrachtung der Wärmeentwicklung auf der Schneide

durch die helle Markierung innerhalb des in das Bild eingetragenen Rechtecks feststellbar.

Auf der Wendschneidplatte und im Schraubengrund befinden sich weitere helle Stellen, die auf Reflexionen zurückzuführen sind. Sie sind als Reflexionen detektierbar, da sie kurze Zeit später im Bild nicht mehr vorhanden sind, da sich der Winkel des Schneidplattensitzes zur Kamera durch die Rotationsbewegung geändert hat. Eine Fehlinterpretation und Messwertverfälschung ist daher ausgeschlossen, da man recht sicher zwischen Reflexionen und Wärmefeldern unterscheiden kann. Weitere Reflexionen sind auch auf der Stirnfläche des Werkstücks zu erkennen. Teilweise ließen sich die Reflexionen durch eine schwarze Lackierung auf der Stirnfläche vermeiden. Es ist ausgeschlossen, dass es sich beim Wärmespot auf der Spanfläche um eine Reflexion handelt, da das Wärmefeld auch zu einem späteren Zeitpunkt vorhanden ist. Direkt nach dem Austreten des Fräasers aus dem Material ist das Maximum der Schneidentemperatur festzustellen (vgl. Kapitel 6.4.2.2). Mit Hilfe einer Bitmap-Analysefunktion der Auswertesoftware lassen sich die Temperaturwerte innerhalb eines festzulegenden

Rechtecks auswerten und als Höhenlinien darstellen. Dazu werden die Temperaturen in Abhängigkeit der Pixelnummer in horizontaler und vertikaler Richtung exportiert und können somit digital erfaßt und dargestellt werden. Abbildung 6.20(b) zeigt die Analyse des in Abbildung 6.20(a) dargestellten Wärmespots. Er ist jedoch zur besseren Veranschaulichung um 45 Grad gegen den Uhrzeigersinn in der Bildebene gedreht. Die Achsenbeschriftungen enthalten die Nummern der Pixel. Auf der Z-Achse sind die Temperaturwerte aufgetragen. Es ist auffallend, dass die Temperaturverteilung in Lage und Ausformung der im allgemeinen konkaven Ausbildung des Kolkverschleißes entspricht. Dieses Ergebnis ist plausibel, erinnert man sich, dass Kolkverschleiß durch einen diffusiven Verschleißvorgang hervorgerufen wird, der durch hohe Temperaturen verstärkt und begünstigt wird (vgl. Kapitel 2.3.4.2). Die kleineren Reflexionen auf der Stirnseite des Werkstücks sind auch deutlich in der quantitativen Analyse des Bildausschnitts wiederzufinden. Sie befinden sich links des Temperaturbergs und bilden eine kleinere Kraterlandschaft. Die kälteren Gebiete der Wendeschneidplatte innerhalb des Auswerterechtecks bilden eine glatte Ebene unterhalb und rechts vom Temperaturberg. Mit Kenntnis der Aufnahmeoptik (1 Pixel entspricht $50 \mu\text{m}$) lassen sich die Abmaße des Wärmespots bestimmen. Eine Veränderung des Spannungsquerschnitts durch Variation des Zahnvorschubs f_Z oder der Schnitttiefe a_p lässt sich durch die veränderten Abmaße des Wärmespots nachweisen. Eine Analyse der Spantemperatur ist zum einen aufgrund der fehlenden Kalibrierkurve und zum anderen aufgrund einer ungenauen lokalen Auflösung der Spangeometrie, wodurch es ermöglicht wird zu beurteilen, ob es sich um die Spanunterseite oder -oberseite handelt, nicht sinnvoll.

6.4.2.2 Temperatur in Abhängigkeit der Zerspanungsparameter

In Abbildung 6.21 sind die Messergebnisse der maximalen Temperaturen auf der Werkzeugschneide zum Zeitpunkt des Schneidenaustritts in Abhängigkeit der Zerspanungsparameter dargestellt. Es ist festzustellen, dass sich sowohl mit der Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit als auch mit der Erhöhung des Vorschubs höhere Temperaturen auf der Werkzeugschneide einstellen. Die Minima und Maxima ergeben sich bei kleinstem Spannungsquerschnitt und Schnittgeschwindigkeit zu 124°C und bei größtem Spannungsquerschnitt und höchster Schnittgeschwindigkeit zu 469°C . Die Variation der Schnitttiefe ergibt nur eine leichte Erhöhung der Schneiden-

temperatur, wie es beispielhaft für den Vorschub von $f_Z = 0,3 \text{ mm}$ aus Abbildung 6.21(c) zu entnehmen ist. Die Schnittbreite a_e wird mit $21,77 \text{ mm}$ stets konstant gehalten. Es ist zu vermuten, dass sich mit steigender Schnittbreite auch die Schneidentemperatur erhöhen wird, da die Schneide beim Durchlaufen des Schnittbogens länger im Material und somit im Einsatz ist. Ähnliche Ergebnisse haben Kapitel 6.4.1.2 bereits gezeigt.

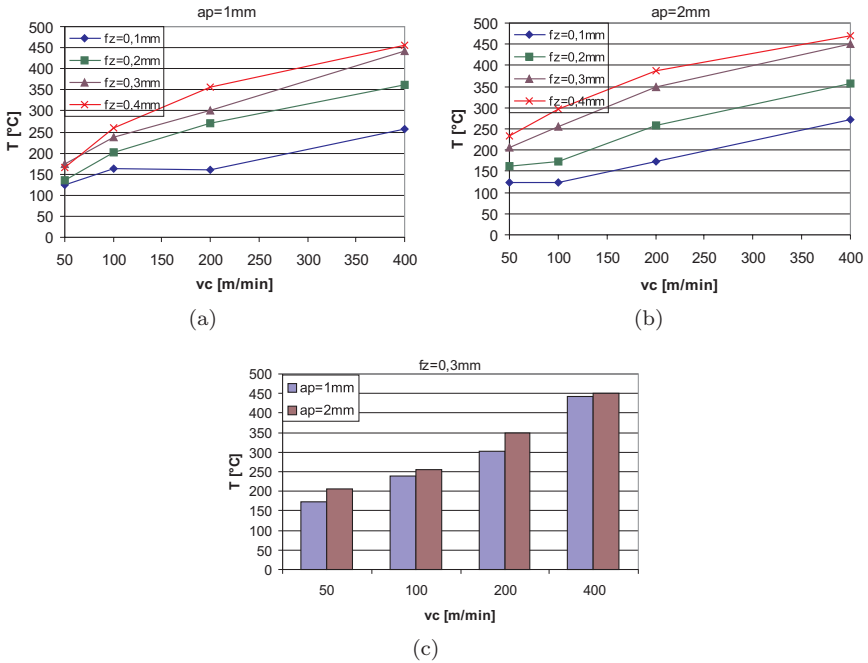


Abbildung 6.21: Werkzeugschneidentemperatur in Abhängigkeit der Zerspanungsparameter, Schnittgeschwindigkeit, Vorschub und Schnitttiefe

6.4.2.3 Abkühlkurve der Spanflächentemperatur

Mit fortschreitender Zeit ist ein Abkühlen der Wendeschneidplatte zu beobachten. Es ist in weiteren Untersuchungen zu klären, inwieweit die Mess-

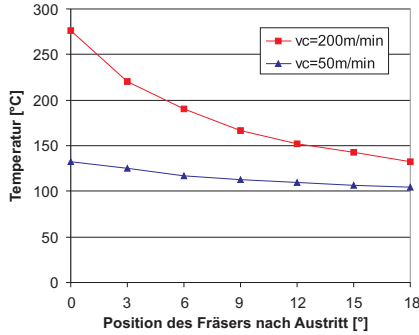


Abbildung 6.22: Temperaturwerte in Abhängigkeit der Fräserposition für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten

werte mit zunehmender Umdrehung des Fräasers verfälscht werden, da die Wendeschneidplatte den Fokus der Kamera verlässt. Damit könnte ausgeschlossen werden, dass der Abkühleffekt nur durch eine schräge Projektion verursacht wird, aber in Wirklichkeit weniger stark vorhanden ist.

Die Abkühlkurven für die geringste und höchste Schnittgeschwindigkeit bei Vorschub $f_Z = 0,2\text{ mm}$ und Schnitttiefe $a_p = 1\text{ mm}$ sind in Abbildung 6.22 aufgezeigt. Mit der höchsten Schnittgeschwindigkeit verlässt die Wendeschneidplatte den Bildbereich der Kamera bei gerade 2,8 ms nach Austritt aus dem Werkstück. Dieser entspricht der Position 0 im Diagramm in Abbildung 6.22. Bis zum Austritt aus dem Bildbereich legt der Fräser ca. 18° zurück, in denen insgesamt sieben Bilder (inkl. Anfangsbild) zur Temperaturmessung genommen werden. Da bei der höheren Schnittgeschwindigkeit ein höherer Temperaturgradient zur Außentemperatur vorhanden ist, kühlt sich die Wendeschneidplatte auch schneller ab. Beide Kurven treffen sich aber fast beim Verlassen des Bildbereichs im Temperaturbereich von ca. $100\text{--}130^\circ\text{C}$. Die Abkühlkurven der anderen Schnittgeschwindigkeiten werden zwischen den beiden Grenzen liegen. Mit der Kenntnis der Abtastfrequenz der Thermokamera ($f=1325\text{ Hz}$) lässt sich für das erste Wertepaar die Abkühlrate der Wendeschneidplatte berechnen. Für den Fall Schnittgeschwindigkeit $v_C = 200\text{ m/min}$ ergibt sich eine Abkühlrate von $10,8^\circ\text{C}$ pro durchlaufenden Winkelgrad des Fräasers. Die Rate (Steigung der Abkühlkurve) nimmt mit sinkender Schneidentemperatur ab.

6.5 Fazit

Die experimentelle Charakterisierung des Zerspanungsprozesses bildet die Grundlage zur Verifikation des Simulationsmodells und ist daher unabdingbar. Dazu werden unterschiedliche Prozessgrößen messtechnisch ermittelt. Das Kapitel hat gezeigt, dass durch den hochdynamischen Prozess des Stirnplanfräsens die Messtechnik eine eigene Herausforderung darstellt, um zuverlässige Messwerte zu erhalten.

Gerade zur Bestimmung der Schnittkräfte mittels piezoelektrischer Kraftaufnehmer ist der Einfluss des dynamischen Verhaltens der Messkette genau zu analysieren. Die Ergebnisse zeigen, dass die Messkette eine bestimmte Eigenfrequenz besitzt, die vom Frequenzspektrum des Messsignals nicht überschritten werden sollte, da sonst mit einer Verfälschung des Messwertes zu rechnen ist. Mit der Bestimmung der Einzeleigenfrequenzen der Messkettenbauteile kann eine Optimierung des Messaufbaus erfolgen, jedoch unter Beachtung der nötigen Steifigkeit. Die Verwendung von inversen Korrekturmaßnahmen ist für den gewählten Messaufbau aufgrund der komplex überlagerten Kreuzfrequenzgänge nicht möglich. Unter Beachtung der dynamischen Grenzfrequenzen lässt sich eine Grenzschnittgeschwindigkeit definieren, bis zu der eine Interpretation der Kraftmesssignale erfolgen kann. Unterhalb dieser Grenzschnittgeschwindigkeit zeigen die Messergebnisse bei steigender Schnittgeschwindigkeit keine signifikanten Tendenzen der Schnittkraft. Die Schnittkräfte sind demzufolge mit steigender Schnittgeschwindigkeit nahezu konstant. Eine Interpretation der Messergebnisse oberhalb der Grenzschnittgeschwindigkeit ist nicht möglich.

Die makroskopische Charakterisierung der Späne ermöglicht ein tieferes Verständnis der Spanbildung und liefert daher Werte zur mikroskopischen Verifikation der Spanbildungssimulation. Größen wie der Segmentierungsgrad und die Spanstauchung ermöglichen dazu eine quantitative Beschreibung der Spangeometrie.

Die Oberflächencharakterisierung zeigt, dass mit steigender Schnittgeschwindigkeit eine bessere Oberflächenrauheit zu erzielen ist. Diese Erkenntnisse sind gerade für die industrielle Applikation von besonderem Interesse, sofern die simulative Abbildung der Oberflächenentstehung ermöglicht wurde.

Die Ermittlung der Temperaturen kann in die Bestimmung der Werkstücktemperaturen und der Werkzeugtemperaturen unterteilt werden. Zur Bestimmung der Werkstücktemperaturen führt die Verwendung von Thermoelementen zu keinen befriedigenden Messergebnissen. Schwierigkeiten in der Präparation der Versuchswerkstücke und der genauen Positionierung der Thermoelemente im Werkstück-Bohrgrund verhindern eine genaue Ermittlung der Werkstücktemperaturen beim Überfräsen der Thermoelemente. Bessere Ergebnisse sind mit der Messung mittels Infrarot-Thermovideographie zu erlangen. Die Messergebnisse zeigen eine deutliche Abhängigkeit von den eingestellten Zerspanungsparametern. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit und steigendem Vorschub lassen sich auch höhere Temperaturen im Werkstück unterhalb der Hauptschneide beim Überfräsen nachweisen. Die Messung der Temperaturen auf der Werkzeugschneide erfolgt ebenfalls erfolgreich mit einer Thermovideographie. Jedoch muss aufgrund der hohen dynamischen Anforderungen auf eine Hochgeschwindigkeitsthermographiekamera zurückgegriffen werden, die es ermöglicht, die Werkzeugtemperaturen auf der Spanfläche beim Austritt aus dem Werkstück zu messen. Die Ergebnisse zeigen ebenfalls einen eindeutigen Zusammenhang und eine Abhängigkeit der Messergebnisse von den Zerspanungsgrößen. Die Anwendung der Kamera ist aufgrund der begrenzten Abtastfrequenz auf maximal 400 m/min Schnittgeschwindigkeit = Bahn-, Werkzeuggeschwindigkeit begrenzt.

Mit der angeführten Messtechnik ist es gelungen, eine breite Datenbasis für die Verifikation der Zerspanungssimulation zu erstellen. Weiteres Forschungspotenzial ergibt sich allerdings in der Optimierung der adaptierten Messtechnik, so dass sie zum einen zuverlässigere Messergebnisse liefert und zum anderen für einen größeren Zerspanungsparameterbereich Anwendung finden kann.

7 Zusammenfassung

Ziel dieser Arbeit war es, zerspanungstechnologische Vorgänge der Finite-Element-Methode zugänglich zu machen, so dass letztendlich die Modellbildung und Simulation von Zerspanungsprozessen vor dem Hintergrund einer industriellen Applikation erfolgen kann.

Der Stand der Erkenntnisse hat veranschaulicht, dass seit jeher Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Zerspanungsmodellierung mit unterschiedlichsten Hilfsmitteln geleistet wurden. Bemerkenswerte Ergebnisse durch empirische und analytische Vorgehensweisen sind vorhanden, deren Anwendung jedoch leider nur auf ganz spezifische Anwendungsfälle beschränkt ist. Eine ganzheitliche und umfassende Modellierung der Zerspanung ist mit den genannten Methoden nicht erreicht worden. Gründe dafür sind die komplexen physikalischen Zusammenhänge, die während der Zerspanung wirken.

Eine vielversprechende Methode zur ganzheitlichen Modellierung bietet die Simulation mittels Finite-Element-Methode. Durch die Flexibilität der FEM kann eine Implementation verschiedenster Modelle, die die Aspekte der Zerspanung beschreiben, erfolgen, die zu einer vollständigen Abbildung des Zerspanungsprozesses führt.

Ausgehend von zweidimensionalen Abbildungen des Orthogonalschnitts wurden die Grundlagen und Lösungen bezüglich simulationstechnologischer Modellierungsaspekte erarbeitet, deren Erkenntnisse die Basis zur dreidimensionalen Zerspanungssimulation bilden. Dabei wurden Antworten auf die Fragestellung der Scherspannsimulation und der Einflussfaktoren auf die Zerspanungssimulation gegeben. Ein Vergleich mit in der Vergangenheit durchgeführten FEM-Simulationen hat gezeigt, dass die konzipierte Vorgehensweise und die dazu verwendeten Simulationsalgorithmen zu vergleichbaren und zuverlässigen Ergebnissen führen. Neue Aspekte wurden ebenfalls mit der Konzeption und Implementierung der Verschleißentwicklung in die FEM-Simulation eingebracht. Durch einen methodologischen Berechnungszyklus konnte die Verschleißentwicklung mittels geeigneter Verschleißmodelle iterativ bestimmt und mit experimentellen Daten verglichen werden. Die

Ergebnisse zeigen gute Übereinstimmungen für einen ersten Anwendungsbereich. Tendenzen der Verschleißentwicklung sind bereits im jetzigen Stadium prädiktiv zu benennen. Eine Modifikation und Optimierung der verwendeten Verschleißmodelle muss allerdings noch erfolgen, damit die entwickelten Algorithmen auch in der dreidimensionalen Simulation Anwendung finden können.

Mit der Abbildung des Stirnplanfräsprozesses wurde der Grundstein für eine industrielle Applikation für die dreidimensionale Realität der Fertigungswelt gelegt. Die Erkenntnisse aus der 2D-Simulation konnten erfolgreich übertragen werden, so dass die Zerspanungsgrößen Schnittkraft und Zerspannungstemperaturen in Abhängigkeit der Technologiegroßen berechnet werden konnten. Ein Vergleich mit experimentell ermittelten Daten zeigen gleichfalls erfolgreiche Übereinstimmungen, so dass die Konzeption der Simulationsmodelle nach diversen Modifikations- und Optimierungsschritten als abgeschlossen angesehen werden kann.

Gerade für den dynamischen Prozess des Stirnplanfräsens im speziellen für höhere Schnittgeschwindigkeiten gestaltete sich die Ermittlung von zuverlässigen Zerspanungsgrößen schwierig, da die bisher verwendeten Messmittel für die erweiterten Anwendungsbereiche charakterisiert und adaptiert werden mussten. Es hat sich gezeigt, dass die Eigenschaften der Messmittel einen entscheidenden Einfluss auf die Güte der Messwerte haben. Letztendlich konnte eine ausführliche Zerspanungsprozesscharakterisierung durchgeführt werden. Die Erkenntnisse dienen zum besseren Verständnis des Zerspanungsprozesses, welches zur Verifikation der FEM-Simulation notwendig ist. Mit der Verifikation der Zerspanungssimulation ist die simulative Charakterisierung von Zerspanungsprozessen erfolgt und somit ein weiterer Fortschritt im Bereich der Modellbildung erreicht. Die Zerspanungssimulation mittels Finite-Element-Methode bildet die Grundlage zur ganzheitlichen Betrachtung virtueller Fertigungsprozesse, die als Vision der Zerspanungssimulation zu betrachten ist.

Es ist zu erwähnen, dass trotz der erreichten Erfolge in nationalen und internationalen Forschungsaktivitäten, die Zerspanungssimulation immer noch in den Anfängen steckt, obwohl sie jetzt schon das Stadium der industriellen Anwendung erreicht hat. Jedoch muss die Genauigkeit und Zuverlässigkeit erweitert werden. So ist aufgrund der Rechenzeit noch keine mikroskopische, dreidimensionale Simulation spanender Prozesse möglich. Betrachtun-

gen der Oberflächentopographie bezüglich Rauheiten und Eigenspannungen und der Spanmorphologie gestalten sich noch schwierig. Optimierungen in den Kernstrukturen der FEM-Software und die Weiterentwicklung der Rechner bieten Entwicklungspotenzial. Zu berücksichtigen ist weiterhin, dass die Dynamik des Zerspanungsprozesses bisher außer acht gelassen wurde. Gerade bei der Betrachtung der Verschleißentwicklung kann die Dynamik signifikante Einflüsse auf den Werkzeugverschleiß und somit auf den Zerspanungsprozess haben. Trotz neuer Technologien im Bereich der Trockenbearbeitung finden in der Mehrheit der Bearbeitungsfälle immer noch Kühlschmiermittel ihren Einsatz. Deren schmierenden und kühlenden und nicht zuletzt spülenden Charakter auf den Zerspanungsprozess wurde ebenfalls in der Simulation noch nicht berücksichtigt. Erste Ansätze zur Betrachtung der Beschichtung von Werkzeugen bis hin zur Modellierung von Multilayern existieren, müssen aber weiter modifiziert werden.

Schließlich sollte erwähnt werden, dass die Modellierung von zuverlässigen Zerspanungssimulationen auf Erfahrungswerten jahrelanger Forschung basiert, so dass an dieser Stelle eine Quantifizierung der Konfigurationen erfolgen muss. Daraus können Richtlinien zur zuverlässigen Modellierung von Zerspanungsprozessen erstellt werden. Parallelen zur Gestaltung und Optimierung von Zerspanungsprozessen lassen sich hier erkennen. Nur wenn es gelingt, mit ausreichender Genauigkeit, Zuverlässigkeit und attraktiver Berechnungsdauer Zerspanungssimulationen zu gestalten, kann eine Substitution von experimentellen Versuchen zur Gestaltung und Optimierung von Zerspanungsprozessen mit Hilfe der Finite-Element-Methode erfolgen.

Literaturverzeichnis

- [AMRD97] AL-MOUSAWI, M.M. ; REID, S.R. ; DEANS, W.F.: The use of the split Hopkinson pressure bar techniques in high strain materials testing. In: *Proc Instn Mech Engrs* 211 (1997), Nr. C, S. 273–292 [Seite 15]
- [AR00] ALTINTAS, Y. ; REN, H.: Mechanics of Machining with Chamfered Tools. In: *Transactions of the ASME* 122 (2000), S. 650–659 [Seite 55]
- [AYJ01] ALTAN, T. ; YEN, E. ; JAIN, A.: Interne Benchmark-Untersuchung verschiedener FEM-Programme / Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing (ERC/NSM), Prof. Altan, The Ohio State University, Columbus, USA. 2001. – Forschungsbericht [Seite 49, 50, 51]
- [Bac89] BACH, P.: *Feindreihen von Stahl mit Schneidkeramik - Eine Untersuchung zur Erzeugung technischer Oberflächen*, Universität Kaiserslautern, Dissertation, 1989 [Seite 30]
- [Bat95] BATHE, K.-J.: *Finite Elemente Procedures*. 1. Prentice Hall, June 26 1995. – 1037 S. – ISBN 0133014584 [Seite 12]
- [BK95] BEITZ, W. ; KÜTTNER, K.-H.: *Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau*. 18. Springer Verlag, Berlin [u.a.], 1995. – ISBN 3-540-57650-9 [Seite 22]
- [Bra71] BRAMMERTZ, P. H.: *Die Entstehung der Oberflächenrauheit beim Feindreihen*. Industrie Anzeiger, 1971 [Seite 30]
- [BRM⁺95] BRINKSMEIER, E. ; RIEMER, O. ; MEYER, W. ; SCHMIDT, J. ; WALTER, U.: Wirkmechanismen und Verschleißanalyse im Tribosystem Zerspanung / DFG-Schwerpunktprogramm

- Wirkflächenreibung bei inelastischer Verformung metallischer Werkstoffe. 1995. – Berichtsband des Kolloquiums in Hannover [Seite 3]
- [BS99] BÄKER, M. ; SIEMERS, C.: Simulation der Spanbildung bei hohen Geschwindigkeiten. In: *ABAQUS-Anwendertreffen*, 1999 [Seite 13]
- [BSVM96] BURGAHN, F. ; SCHULZE, V. ; VÖHRINGER, O. ; MACHERAUCH, E.: Modellierung des Einflusses von Temperatur und Verformungsgeschwindigkeit auf die Fließspannung von Ck 45 bei Temperaturen $T \lesssim 0.3 T_G$. In: *Mat.-wiss., u. Werkstofftech.* 27 (1996), S. 521–530 [Seite 16, 50]
- [BW01] BEHRENS, A. ; WESTHOFF, B.: Fundamental Aspects of Investigating the HSC-Chip Formation Process by FEM. In: SCHULZ, H. (Hrsg.): *Scientific Fundamentals of HSC*. Hanser Verlag, 2001, S. 53–65 [Seite 55]
- [CA99] CERRETTI, E. ; ALTAN, T.: FEM Simulation of orthogonal cutting: serrated chip formation. In: *Journal of Materials Processing Technology* 95 (1999), S. 17–26 [Seite 13]
- [CD00] CHANDRAKANTH, S. ; DENG, X.: Finite Element Analysis of the Orthogonal Metal Cutting Process. In: *Journal of Materials Processing Technology* 105 (2000), S. 95–109 [Seite 55]
- [Cer99] CERRETTI, E.: Numerical study of segmented chip formation in orthogonal cutting. In: *Second CIRP International Workshop on Modelling of Machining Operations* (1999) [Seite 45, 47]
- [CFM99] CERRETTI, E. ; FILICE, E. ; MICARI, F.: Basic Aspects and Modeling of Friction in Cutting. In: *International Workshop on Friction and Flow Stress in Cutting and Forming* (1999) [Seite 55]
- [CM89] CHILDS, T.H.C. ; MAHADI, M.I.: On the Stress Distribution between the Chip and Tool during Metal Turning. In: *Annals of the CIRP* 38 (1989), S. 55–58 [Seite 23]

- [CM90] CHILDS, T.H.C. ; MAEKAWA, K.: Computer-Aided Simulation and Experimental Studies of Chip Flow and Tool Wear in the Turning of Low Alloy Steels by Cemented Carbide Tools. In: *Wear* 139 (1990), S. 235–250 [Seite 23]
- [CN98] CHEN, Y.R. ; NI, J.: Finite Element Analysis of Orthogonal Cutting with Blunt-Edge Tool. In: *Proceedings of the ASME, Manufacturing Science and Engineering* 8 (1998), S. 853–866 [Seite 55]
- [Col59] COLDING, B.N.: A Three-Dimensional Tool Life Equation - Machining Economics. In: *ASME, J.Eng. for Industry* (1959), S. 239–250 [Seite 10]
- [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 [Seite 10]
- [CSA99] CASTELLANOS, O. ; SHATLA, M. ; ALTAN, T.: Prediction of Stresses, Temperatures and Tool Wear in Metal Cutting using FEM / ERC for NSM The Ohio State University. 1999 (HPM/ERC/NSM-99-R-11). – Forschungsbericht [Seite 24]
- [Dam90] DAMARITÜRK, H.S.: *Temperaturen und Wirkmechanismen beim Hochgeschwindigkeitsfräsen von Stahl*, TH Darmstadt, Diss., Carl Hanser Verlag 1990 [Seite 20, 21, 22, 110]
- [Dha70] DHARAN, C. K. H.: Dislocation Mobility in Aluminium at High Strain Rates. In: *Int. Conf. Strength of Metals and Alloys* 2. ASM, Metals Park, Ohio, 1970, S. 1006–1007 [Seite 18]
- [Die89] DIEHL, H.: *Ein Materialmodell zur Berechnung von Hochgeschwindigkeitsdeformationen metallischer Werkstoffe unter besonderer Berücksichtigung der Schädigung durch Scherbänder*, Ruhr-Universität Bochum, Dissertation, 1989 [Seite 19]
- [DLX+01] DU, R. ; LIU, Y. ; XU, Y. ; LI, X. ; WONG, Y.S. ; HONG, G.S.: Tool Condition Monitoring using Transition Fuzzy Probability. In: DUDZINSKI, A (Hrsg.) ; MOLINARI, A. (Hrsg.) ;

- SCHULZ, H. (Hrsg.): *Metal Cutting and High Speed Machining, Metz, France* Bd. 1, 2001, S. 225–237 [Seite 14]
- [Dor88] DORMEVAL, R.: Adiabatic Shear Phenomena. In: CHIEM, C. Y. (Hrsg.) ; KUNZE, H.-D. (Hrsg.) ; MEYER, L. W. (Hrsg.): *Impact Loading and Dynamic Behaviour of Materials*. DGM-Informationsgesellschaft, Oberursel, 1988, S. 43–56 [Seite 19]
- [EM00] ENDRES, W.J. ; MANJUNATHAIAH, J.: A New Model and Analysis of Orthogonal Machining With an Edge-Radiused Tool. In: *Transactions of the ASME* 122 (2000), S. 384–390 [Seite 55]
- [EW01] ELBESTAWI, M.A. ; WARDANY, T.I.: Effect of Material Models on the Accuracy of High Speed Machining Simulation. In: SCHULZ, H. (Hrsg.): *Scientific Fundamentals of HSC*. Hanser Verlag, 2001, S. 77–91 [Seite 55]
- [Fal98] FALLBÖHMER, P.: Advanced Cutting Tools for the Finishing of Dies and Molds. In: *Fortschritt-Berichte VDI Reihe 2, Nr. 498, Düsseldorf, VDI-Verlag* (1998) [Seite 41]
- [FFA96] FALLBÖHMER, M. ; FALLBÖHMER, P. ; ALTAN, T.: Chemical Wear of PCBN Tools in High Speed Milling of Hardened Steel / ERC/NSM The Ohio State University. 1996 (ERC/NSM D-96-10). – Forschungsbericht [Seite 26]
- [For90] FORNEFELD, W.: Zur Parameteridentifikation und Berechnung von Hochgeschwindigkeitsdeformationen metallischer Werkstoffe anhand eines Kontinuums-Damage-Modells. Institut für Mechanik der Ruhr-Universität Bochum, Mitt. Nr. 73, 1990 [Seite 19]
- [Gah87] GAHR, K.H.Z.: *Microstructure and wear of materials*. Elsevier Publications, Amsterdam, 1987 [Seite 29]
- [Ger98] GERLOFF, S: *Analyse des Drehens duktiler Werkstoffe mit der Finite-Elemente-Methode*. zugl.: IPK, Techn. Universität, Berlin, Fraunhofer-Institut für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik, IPK Berlin, Diss. 1997, 1998 [Seite 13]

- [Gre90] GREIF, M.: *Hochgeschwindigkeitsfräsen von Kupfer-Legierungen: Technologische Einflußgrößen und Randzoneneigenschaften*, TH Darmstadt, Dissertation, 1990 [Seite 30, 32, 34, 35]
- [Grz00] GRZESIK, W.: In: *Wear* 240 (2000), S. 9–18 [Seite 55]
- [Gu02] GU, L. Z.: Computer Simulation and Optimization of Metal Cutting Process for Mild Carbon Steels. In: *Journal of Materials Processing Technology* 129 (2002), S. 60–65 [Seite 55]
- [Har88] HARDING, J.: Material Behaviour at High Rates of Strain. In: CHIEM, C. Y. (Hrsg.) ; KUNZE, H.-D. (Hrsg.) ; MEYER, L. W. (Hrsg.): *Impact Loading and Dynamic Behaviour of Materials*. DGM-Informationsgesellschaft, Oberursel, 1988, S. 23–42 [Seite 18]
- [Her95] HERGET, T.: *Simulation und Messung des zeitlichen Verlaufs von Zerspangkraftkomponenten beim Hochgeschwindigkeitsfräsen*, PTW Darmstadt, Diss., 1995 [Seite 94, 100, 106]
- [HGLM96] HAMANN, J.C. ; GROLLEAU, V. ; LE MAITRE, F.: Machinability Improvement of Steel at High Cutting Speeds - Study of Tool/Work Material Interaction. In: *Annals of the CIRP* 45/1 (1996), S. 87–92 [Seite 3, 23, 55]
- [HH01] HOPPE, S. ; HÜSTERMANN, B.: Interne Eigenentwicklung zur Erweiterung der simulierbaren Prozesszeit / WZL RWTH Aachen. 2001. – Forschungsbericht [Seite 62]
- [HKSa] HKS, Plymouth, Michigan, USA: *ABAQUS 5.8 Getting started with ABAQUS/Explicit* [Seite 42]
- [HKSb] HKS, Plymouth, Michigan, USA: *ABAQUS 5.8 Theory Manual* [Seite 80]
- [HKSc] HKS, Plymouth, Michigan, USA: *ABAQUS/Explicit Manual 5.8* [Seite 45, 78]

- [HL70] HUFFMANN, G. P. ; LONAT, N.: Interactions between electrons and moving dislocations. In: SIMMONS, J. A. (Hrsg.) ; DE WITT, R. (Hrsg.) ; BULLOUGH, R. (Hrsg.): *Fundamental Aspects of Dislocation Theory*. US National Bureau of Standards, Spec. Publ. 317, 1970, S. 1303–1323 [Seite 18]
- [Hop02] HOPPE, S.: Interne Sensitivity Analysen zum Verhalten von Zerspanungssimulationen / WZL RWTH Aachen. 2002. – Forschungsbericht [Seite 55]
- [Hor89] HORNIK: Multilayer feedforward networks are universal approximators. In: *Neural Networks* H.2 (1989), S. 359–366 [Seite 14]
- [HPOT79] HASTINGS, W.F. (Hrsg.) ; P., Mathew (Hrsg.) ; OXLEY, P.L.B. (Hrsg.) ; TAYLOR, J. (Hrsg.): *20th Int. M.T.D.R. Conf.* 1979 [Seite 10, 27]
- [IKD99] IVESTER, R.W. ; KENNEDY, M. ; DAVIES, M.: Assessment of Machining Models: Progress Report. In: *Download von NIST-website, www.nist.gov* (1999) [Seite 8]
- [ITK93] INAMURA, T. ; TAKEZAWA, N. ; KUMAKI, Y.: Mechanics and Energy Dissipation in Nanoscale Cutting. In: *Annals of the CIRP* 42 (1993), Nr. 1 [Seite 13]
- [JA02] JAIN, A. ; ALTAN, T.: *Finite Element Analysis of Metal Cutting Process: Evaluation of the Effect of Tool Edge Geometry and Coatings on Process Parameters*, Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing, The Ohio State University, Diplomarbeit, 2002 [Seite 50, 55]
- [JB79] JAIN, V.K. ; BAHADUR, S.: Development of a wear equation for polymer-metal sliding in terms of fatigue and topography of sliding surfaces. In: *Wear of materials, ASME* (1979), S. 556–562 [Seite 29]
- [JC85] JOHNSON, G. R. ; COOK, W. H.: Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. In: *Engineering Fracture Mechanics* 21 (1985), Nr. 1, S. 31–48 [Seite 50]

- [JYA01] JAIN, A. ; YEN, E.Y. ; ALTAN, T.: Investigation of Effect of Tool Edge Preparation in Orthogonal Cutting Using FEM Simulation / Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing (ERC/NSM), The Ohio State University. 2001 (ERC Report No. HPM/ERC/NSM-01-R-12). – Forschungsbericht [Seite 55, 90]
- [KAA75] KOCKS, U.F. ; ARGON, A.S. ; ASHBY, M.F.: Thermodynamics and Kinetics of Slip. In: *Progress in Materials Science* 19 (1975) [Seite 16, 18]
- [Kam93] KAMALOV, V. S.: Thermal Physics of Metal Cutting at Very High Speeds. In: *Vestnik Mashinostroeniya* 73 (1993), Nr. 5–6, S. 26–27 [Seite 20, 21]
- [KFA97] KUMAR, S. ; FALLBÖHMER, P. ; ALTAN, T.: Computer Simulation of Orthogonal Metal Cutting Process: Determination of Material Properties and Effects of Tool Geometry in Chip Flow. In: *NAMRC XXV, Lincoln, Nebraska, USA* (1997), May 20-23 [Seite 41]
- [KHD68] KUMAR, A. ; HAUSER, F. E. ; DORN, J. E.: Viscous Drag on Dislocations in Aluminium at High Strain Rates. In: *Acta Met.* 16 (1968), S. 1189–1197 [Seite 18]
- [KJ85] KRAMER, B.M. ; JUDD, P.K.: Computational design of wear coatings. In: *Journal of vacuum science technology* 3 (1985), Nr. 6, S. 2439–2444 [Seite 29]
- [KK97] KÖNIG, W. ; KLOCKE, F.: *Fertigungsverfahren - Drehen, Fräsen, Bohren*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1997. – ISBN 3–540–66269–3 [Seite 41]
- [Kle94] KLEPACZKO, J. R.: Plastic Shearing at High and Very High Strain Rates. In: *Proc. Eurodymat 1994*. Journal de Physique IV, Vol. 4, Coll. C8, 1994, S. 35–40 [Seite 19]
- [KLS99] KIM, W. ; LEE, W.Y. ; SIN, H.S.: A Finite Element Analysis of Orthogonal Machining with the Tool Edge Geometries. In: *Journal of Materials Processing Technology* 86 (1999), S. 45–55 [Seite 55]

- [KM00] KALHORI, V. ; M., Lundblad.: *Finite Element Modeling of Orthogonal Metal Cutting*, Lulea University of Technology, Diss., 2000 [Seite 49, 50, 51, 55]
- [KMSU89] KITIGAWA, T. ; MAEKAWA, K. ; SHIRAKASHI, T. ; USUI, E.: Analytical Prediction of Flank Wear of Carbide Tools in Turning Plain Carbon Steels - Part 2: Prediction of Flank Wear. In: *Bulletin of Japanese society of precision engineering* 23 (1989), Nr. (2), S. 126–134 [Seite 70]
- [KMSU98] KITIGAWA, T. ; MAEKAWA, K. ; SHIRAKASHI, T. ; USUI, E. *Analytical prediction of flank wear of carbide tools in turning plain carbon steels - Part 1: Characteristic equation of flank wear*. Bulletin of Japanese society of precision engineering, v12, No4, pp. 263-269. 1998 [Seite 27]
- [Kno96] KNOEPPPEL, D.: *Trockenbearbeitung beim Hochgeschwindigkeitswalzfräsen mit beschichteten Hartmetall-Werkzeugen*, RWTH Aachen, Dissertation, 1996 [Seite 6, 8]
- [Kra62] KRAUSE, U.: *Vergleich verschiedener Verfahren zur Bestimmung der Formänderungssteifigkeit bei der Kaltumformung*, TH Hannover, Dissertation, 1962 [Seite 6, 78]
- [KRH01] KLOCKE, F. ; RAEDT, H.-W. ; HOPPE, S.: 2D-Simulation of the orthogonal high speed cutting process. In: LUTTERVELT, C.A. (Hrsg.): *Fourth CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Delft, the Netherlands, August 17 & 18, 2001*, 2001, S. 117–124 [Seite 13, 106]
- [Kro63] KRONENBERG, M.: *Grundzüge der Zerspanungslehre*. Bd. Band I, II und III. Springer Verlag, Berlin, Göttingen, Heidelberg, 1963 [Seite 10]
- [KS80] KRAMER, B.M. ; SUH, N.P.: Tool wear by solution: A quantitative understanding Journal of engineering for industry. In: *Transactions of the ASME* 202 (1980), S. 303–309 [Seite 29]
- [KV57] KIENZLE, O. ; VICTOR, H.: Spezifische Schnittkräfte bei der Metallbearbeitung. In: *Werkstofftechnik und Maschinenbau* 47 (1957), Nr. H5, S. 224–225 [Seite 10, 94]

- [KVL01] KRUTH, J.P. ; VANHERCK, P. ; LIU, A.M.: Analysis of Specific Cutting Forces at Different Cutting Speeds in Milling of Steel with Ball End Mill. In: DUDZINSKI, A (Hrsg.) ; MOLINARI, A. (Hrsg.) ; SCHULZ, H. (Hrsg.): *Metal Cutting and High Speed Machining, Metz, France* Bd. 1, 2001, S. 91–94 [Seite 106]
- [LA87] LIM, S.C. ; ASHBY, M.F.: Wear mechanism maps. In: *Acta Metallurgy* 35 (1987), S. 1–24 [Seite 29]
- [LCJ+98] LUTTERVELT, C.A. ; CHILDS, T.H.C. ; JAWAHIR, I.S. ; KLOCKE, F. ; VENUVINOD, P.K.: Present Situation and Future Trends in Modelling of Machining Operations / Annals of the CIRP. 1998 (Vol. 47/2). – Progress Report of the CIRP Working Group 'Modelling of Machining Operations' [Seite 60]
- [Leo99] LEOPOLD, J.: *Werkzeuge für die Hochgeschwindigkeitsbearbeitung*. Carl Hanser Verlag, München, Wien, 1999, S. 29 [Seite 13, 22]
- [LH87] LIOU, M. J. ; HSIAO, H. S.: Prediction of die wear in high speed hot upset forging, Industrial and Systems Engineering / The Ohio State University. 1987. – Forschungsbericht [Seite 29]
- [Lol81] LOLAZDE, T.N.: Of the theory of diffusion wear. In: *Annals of the CIRP* 30 (1981), S. 70–76 [Seite 29]
- [LS51] 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 [Seite 11]
- [LSI99] LEI, S. ; SHIN, Y.C. ; INCROPERA, F.S.: Thermo-mechanical Modeling of Orthogonal Machining Process by Finite Element Analysis. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 39 (1999), S. 731–750 [Seite 55]
- [Lut01] LUTTERVELT, C.A. *Towards predictable Performance of Metal Cutting Operations - 50 Years of efforts by CIRP STC.*

- Keynote Paper, General CIRP Assembly. 2001 [Seite 9, 10, 12]
- [LW29] LIU, X.L. ; WEN, D.H.: Experimental Study on Hard Turning hardened GCr15 steel with PCBN Tool. In: *Journal of Materials Processing Technology* (129), S. 217–221 [Seite 55]
- [MB02] MOHAN, V.S. ; BALAJI, A.K.: On Modeling the Tool-Chip Contact Length in Machining of Plain Carbon Steels with Multi-layer Coated Cutting Tools. In: *Proceedings of 5th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*, 2002, S. 109–121 [Seite 55]
- [MBT02] MARUSICH, T.D. ; BRAND, C.J. ; THIELE, J.D.: A Methodology for Simulation of Chip Breakage in Turning Processes Using an Orthogonal Finite Element Model. In: *5th CIRP International Workshop on Modelling of Machining*, 2002 [Seite 12, 44]
- [MBV⁺02] MEYERS, M.A. ; BENSON, D.J. ; VÖHRINGER, O. ; KAD, B.K. ; XUE, Q. ; FU, H.-H.: Constitutive description of dynamic deformation: physically-based mechanisms. In: *Materials Science and Engineering A322* (2002), S. 194–216 [Seite 16]
- [MDKS01] MIN, S. ; DORNFELD, D. A. ; KIM, J. ; SHYU, B.: Finite element modeling of burr formation in metal cutting. In: LUTTERVELT, C.A. (Hrsg.): *Fourth CIRP International Workshop on Modelling of Machining Operations, Delft, the Netherlands, August 17 & 18, 2001*, 2001, S. 97–104 [Seite 2]
- [Mer45a] 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 [Seite 10, 11]
- [Mer45b] MERCHANT, M.E.: Mechanics of the Metal Cutting Process. II: Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting. In: *Journal of Applied Physics* 16 (1945), Nr. 6, S. 318–324 [Seite 42]
- [MN02] MOLINARI, A. ; NOUARI, M.: Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting. In: *International Journal on the Science*

- and Technology of Friction* 252 (2002), January, Nr. Issue 1-2 [Seite 28]
- [MO95] MARUSICH, T. D. ; ORITZ, M.: Modelling and simulation of high-speed machining. In: *International Journal for numerical methods in engineering* 38 (1995), S. 3675–3694 [Seite 2, 20, 45]
- [MOKC96] MAEKAWA, K. ; OHATA, H. ; KITAGAWA, T. ; CHILDS, T.H.C.: Simulation Analysis of Machinability of Lead Cr-Mo and Mn-B Structural Steels. In: *J. Mat. Proc. Techn* 62 (1996), S. 363–369 [Seite 22]
- [Mol01] MOLINARI, J.F.: Three-Dimensional Finite-Element Analysis of High-Speed Machining. In: *Proceedings of Third International Conference on Metal Cutting and High Speed Machining, Metz, France, 2001* [Seite 13]
- [MR01] MUELLER, B. ; RENZ, U.: Development of a fast fiber-optic two-color pyrometer for the temperature measurement of surfaces with varying emissivities. In: *Review of Scientific Instruments, American Institute of Physics* 72 (2001), Nr. 8 [Seite 118]
- [MSL93] MORIWAKI, T. ; SUGIMURA, N. ; LUAN, S.: Combined Stress, Material Flow and Heat Analysis of Orthogonal Micromachining of Copper. In: *Annals of the CIRP* 42 (1993), S. 75–78 [Seite 23]
- [MTAM01] MCKENDRICK, I.R. ; TUNGKA, J. ; ARSECULARATNE, J.A. ; MATHEW, P.: Application of Oxley Machining Theory to Boring and Reaming. In: LUTTERVELT, C.A. (Hrsg.): *Fourth CIRP International Workshop on Modelling of Machining Operations, Delft, the Netherlands, August 17 & 18, 2001*, 2001, S. 47–56 [Seite 9]
- [MW88] MAKEL, D. D. ; WILSDORF, H. G. F.: Investigations of Thermal Effects in Areas of High Shear Caused by Rapid Tensile Separation. In: CHIEM, C. Y. (Hrsg.) ; KUNZE, H.-D. (Hrsg.)

- ; MEYER, L. W. (Hrsg.): *Impact Loading and Dynamic Behaviour of Materials*. DGM-Informationsgesellschaft, Oberursel, 1988, S. 587–594 [Seite 19]
- [Ng99] NG, E.G.: Modeling of Temperature and Forces when Orthogonally Machining Hardened Steel. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 39 (1999), S. 885–903 [Seite 55]
- [ÖA98] ÖZEL, T. ; ALTAN, T.: Modeling of High Speed Machining Processes for Predicting Tool Forces, Stresses and Temperatures Using FEM Simulations. In: *Proceedings of the CIRP Workshop on Modeling of Machining, May, Atlanta GA* (1998) [Seite 12]
- [OKM⁺95] OBIKAWA, T. ; KASEDA, C. ; MATSUMURA, T. ; GONG, W.G. ; SHIRAKASHI, T.: Tool wear monitoring for optimizing cutting conditions. In: *Journal of materials processing technology* 62 (1995), S. 374–379 [Seite 27]
- [OMSU97] OBIKAWA, T. ; MATSUMURA, T. ; SHIRAKASHI, T. ; USUI, E.: Wear Characteristics of Alumina Coated and Ceramic Tools. In: *Journal of Materials Processing Technology* 63 (1997), S. 216–216 [Seite 55]
- [Ono68] ONO, K.: Temperature Dependence of Dispersed Barrier Hardening. In: *Journal of Applied Physics* 39 (1968), S. 1803–1806 [Seite 16, 18]
- [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 [Seite 11]
- [Oxl89] OXLEY, P. L. B.: *The Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability*. Ellis Horwood Limited, Chichester, 1989 [Seite 11, 49]
- [PSA95] PAINTER, B. ; SHIRPURI, R. ; ALTAN, T.: Prediction of die wear during hot extrusion of en-gine valves / ERC for NSM The

- Ohio State University. 1995 (B-95-1). – Forschungsbericht [Seite 29]
- [PSKV88] PINTAT, T. ; SCHOLZ, B. ; KUNZE, H. D. ; VÖHRINGER, O.: The Influence of Carbon Content and Grain Size on Energy Consumption during Adiabatic Shearing. In: *Proc. Dymat 88. Journal de Physique*, 1988, S. 23–/244 [Seite 19]
- [Rab64] RABINOWICZ, E.: *Friction and wear of materials*. Jonhn Wiley and Sons Inc., New York, 1964 [Seite 29]
- [Rec64] RECHT, R. F.: In: *J. Appl. Mech, Trans. ASME* 31 (1964), S. 189 [Seite 19]
- [Rhe70] RHEE, S. K.: Wear equation for polymers sliding against metal surfaces. In: *Wear* 16 (1970), S. 431–435 [Seite 29]
- [RI95] RENTSCH, R. ; INASAKI, I.: Investigation of Surface Integrity by Molecular Dynamics Simulation. In: *Annals of the CIRP* 44 (1995), Nr. 1 [Seite 13]
- [RS98] RAMESH, M.V. ; SEETHARAMU, K.N.: Finite Element Modeling of Heat Transfer Analysis in Machining of Isotropic Materials. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 42 (1998), S. 1569–1583 [Seite 55]
- [Sch89] SCHULZ, H.: *Hochgeschwindigkeitsfräsen metallischer und nichtmetallischer Werkstoffe*. Carl Hanser Verlag, München, 1989 [Seite 31, 32, 102, 106, 110]
- [Sch96] SCHAUPP, J. (Hrsg.): *Zusammenhang zwischen Antriebsdynamik und Zerspanprozeß*. 1996 (Tagungsband 2. Karlsruher Kolloquium Fräsen) [Seite 3]
- [Sch97] SCHMELCHER, S.: *Aufbau und Inbetriebnahme eines Infrarot-Thermografiesystems zur Messung der Zerspantemperaturen beim Fräsen*, Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebs-technik, Universität Karlsruhe (TH), interne Publikation, 1997 [Seite 118]

- [SD86] STELLY, M. ; DORMEVAL, R.: Adiabatic Shearing. In: MURR, L. E. (Hrsg.) ; STAUDHAMMER, K. E. (Hrsg.) ; MEYERS, M. A. (Hrsg.): *Metallurgical Applications of Shock-Wave and High-Strain-Rate Phenomena*. M. Dekker, New York, 1986, S. 607–632 [Seite 19]
- [See54] SEEGER, A.: Theorie der Kristallplastizität III: Temperatur- und Geschwindigkeitsabhängigkeit der Kristallplastizität. In: *Zeitschrift für Naturforschung. Journal of biosciences* 9a (1954), S. 870–881 [Seite 16]
- [See81] SEEGER, A.: The Temperature and Strain-Rate Dependence of the Flow Stress of Body Centered Cubic Metals: A Theory based on Kink-Kink-Interactions. In: *Zeitschrift für Metallkunde: Zeitschrift für die Erforschung und Entwicklung von Werkstoffen und Verfahren in der Werkstoffwissenschaft* 72 (1981), S. 369–380 [Seite 16]
- [Sei93] SEIFERT, P.: *Entwicklung eines Gerätes zur in-Prozeß-Messung der Prozeßtemperatur an Zerspanungswerkzeugen auf der Basis eines Wärmebildsystems*, Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebstechnik, Universität Karlsruhe (TH), interne Publikation, 1993 [Seite 118]
- [Shi95] SHIH, A.J.: Finite Element Analysis of the Rake Angle Effects in Orthogonal Metal Cutting. In: *Process Engineering Centre, Cummins Engine Company* (1995) [Seite 55]
- [Sho86] SHOCKEY, D. A.: Materials Aspects of the Adiabatic Shear Phenomenon. In: MURR, L. E. (Hrsg.) ; STAUDHAMMER, K. E. (Hrsg.) ; MEYERS, M. A. (Hrsg.): *Metallurgical Applications of Shock-Wave and High-Strain-Rate Phenomena*. M. Dekker, New York, 1986, S. 633–656 [Seite 19]
- [SJAT74] SUH, N.P. ; JAHANMIR, S. ; ABRAHAMSON, E. P. ; TURNER, A.P.L.: Further investigation of delamination theory of wear. In: *Journal of Lubrication technology, Transactions of the ASME* (1974), S. 631–637 [Seite 29]

- [SK98] SCHULZ, H. ; KALHÖFER, E.: Zerspanungsparameter mit neuronalen Netzen bestimmen. In: *wt Werkstattstechnik* 88 (1998) [Seite 14]
- [SKA01a] SHATLA, M. ; KERK, C. ; ALTAN, T.: Process modeling in machining. Part I: Determination of flow stress data. In: *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 41 (2001), August, Nr. 10, S. 1511–1534 [Seite 16]
- [SKA01b] SHATLA, M. ; KERK, C. ; ALTAN, T.: Process modeling in machining. Part II: Validation and applications of the determined flow stress data. In: *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 41 (2001), September, Nr. 11, S. 1659–1680 [Seite 16]
- [SLC91] STRENKOWSKI, J. S. ; LARSON, W. C. ; CHEN, S. Y.: Prediction of diamond tool wear in precision machining, Tribological aspects in manufacturing PED-v54/TRIB/v2. In: *The ASME*, edited by Attia M.H., Komanduri R. (1991), S. 279–290 [Seite 29]
- [SMF⁺98] SUTTER, G. ; MOLINARI, A. ; FAURE, L. ; KLEPACZKO, J.R. ; DIDZINSKI, D.: An Experimental Study of High Speed Orthogonal Cutting. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 120 (1998), S. 169–172 [Seite 106]
- [SS] SCHMIDT, J. ; SCHAUPP, J.: Untersuchung der Zusammenhänge zwischen Hauptspindelantriebsdynamik und dem Zerspanprozeß beim Fräsen. In: *Tagung Schwingungen in Antrieben VDI*, VDI Bericht 1220, S. 483–496 [Seite 3]
- [ŠS78] ŠESTÁK, B. ; SEEGER, A.: Gleitung und Verfestigung in kubisch-raumzentrierten Metallen und Legierungen I-III. In: *Z. Metallkde.* 69 (1978), S. 195–202, 355–363 und 425–432 [Seite 16]
- [SS96] SCHMIDT, J. ; SCHAUPP, J.: Einfluß des Hauptspindelantriebsstranges und der Werkstückspannung auf das dynamische Verhalten von Fräsmaschinen unter besonderer Berücksichtigung des Schneideneintrittes / AiF/VDW. 1996 (9355). – AiF/VDW Abschlußbericht [Seite 3, 43]

- [SS01] SCHULZ, H. ; SAHM, A.: Influence of Heat Treatment and Cutting Parameters on Chip Formation and Cutting Forces. In: *3rd International German and French Conference on High Speed Machining, 27.-29. Juni 2001, Metz, Frankreich* (2001) [Seite 3]
- [SS02] SÖHNER, J. ; SCHMIDT, J.: Use of FEM simulation in manufacturing technology. In: *ABAQUS Users' Conference* Newport, RI, USA, 2002 [Seite 1, 13]
- [SSA+02] SCHMIDT, J. ; SÖHNER, J. ; ALTAN, T. ; YEN, E. ; JAIN, A.: Interne Ergebnisse aus Kooperationsarbeiten / Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebstechnik, Universität Karlsruhe (TH), Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing (ERC/NSM), The Ohio State University, Columbus, USA. 2002. – Forschungsbericht [Seite 20, 55]
- [Suh86] SUH, N.P.: *Tribophysics*. Prentice Hall Inc., New Jersey, 1986 [Seite 29]
- [SW96] SCHMIDT, J. ; WALTER, U.: Verschleiß- und Belastungsanalyse im tribologischen System Fräsen. In: *10th International Colloquium, Tribology - Solving Friction an Wear Problems* Technische Akademie Esslingen, 1996, S. 14–22 [Seite 3]
- [SWB+01] SÖHNER, J. ; WEULE, H. ; BIESINGER, F. ; SCHULZE, V. ; VÖHRINGER, O.: Examinations and 3D-simulations of HSC face milling process. In: LUTTERVELT, C.A. (Hrsg.): *Fourth CIRP International Workshop on Modelling of Machining Operations, Delft, the Netherlands, August 17 & 18, 2001*, 2001, S. 111–116 [Seite 47, 84]
- [SYA00] SHATLA, M. ; YEN, Y.C. ; ALTAN, T.: Prediction of Cutting Forces, Temperatures, and Stresses from Flow Stress Data and Cutting Conditions. In: *International Journal of Forming Processes* 3 (2000), S. 77–98 [Seite 55]
- [Tay07] TAYLOR, F. W.: On the Art of Cutting Metals. In: *Transactions ASME* 28 (1907), Nr. 1119, S. 31–350 [Seite 10, 26]

- [TBAKU99] TÖNSHOFF, H.K. ; BEN-AMOR, R. ; KAAK, R. ; URBAN, B.: Fräsen ohne Tempolimit? In: *Werkstattstechnik - wt* 89 (1999), Nr. 7/8, S. 365–368 [Seite 45]
- [TH99] TÖNSHOFF, H. K. ; HOLLMAN, F.: *Spanen metallischer Werkstoffe mit hohen Geschwindigkeiten*. Kolloquium des Schwerpunktprogramms der Deutschen Forschungsgemeinschaft am 18.11.1999 in Bonn, 1999 [Seite 13, 106, 107, 109]
- [Thi] Third Wave Systems, 7900 West 78th Street - Suite 250, Minneapolis, MN 55439 USA, <http://www.thirdwavesys.com>: *AdvantEdge(tm), Technology for Machining Solutions* [Seite 13]
- [TM63] TAKEYAMA, H. ; MURATA, T.: Basic investigations on tool wear, *Journal of engineering for industry*. In: *Transactions of the ASME* (1963), S. 33–38 [Seite 27, 73]
- [Tön95] TÖNSHOFF, H. K.: *Spanen*. Springer-Verlag, 1995 [Seite 41]
- [TQ34] TAYLOR, G.I. ; QUINNEY, H.: The Latent Energy Remaining in a Metal after Cold Working. In: *Proc. R. Soc.* A413 (1934), S. 307–326 [Seite 51]
- [UHM78] USUI, E. ; HIROTA, A. ; MASUKO, M.: Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process - Part 3: Cutting Temperature and Crater Wear of Carbide Tool. In: *Transactions of the ASME* 100 (1978), S. 222–228 [Seite 27, 64, 65, 72]
- [UK77] UEHARA, K. ; KANDA, Y.: On the Chipping Phenomenon of Carbide Cutting Tools. In: *Annals of the CIRP* 25 (1977), Nr. 1, S. 11–16 [Seite 26]
- [US82] USUI, E. ; SHIRAKASHI, T: Mechanics of Machining - From Descriptive to Predictive Theory, On the Art of Cutting Metals - 75 Years Later. In: *ASME Publ. PED* 7 (1982), S. 13–35 [Seite 22]
- [VBA87] VARDAN, O. C. ; BAGCHI, A. ; ALTAN, T.: Investigation of die wear in upsetting using the FEM code ALPID / ERC for NSM The Ohio State University. 1987. – Forschungsbericht [Seite 29]

- [Vöh74] VÖHRINGER, O.: Temperatur und Geschwindigkeitsabhängigkeit der Streckgrenze von α -Kupfer-Legierungen. In: *Zeitschrift für Metallkunde: Zeitschrift für die Erforschung und Entwicklung von Werkstoffen und Verfahren in der Werkstoffwissenschaft* 65 (1974), S. 32–36 [Seite 16, 18]
- [Vie59] VIEREGGE, G.: *Zerspanung der Eisenwerkstoffe*. Verlag Stahleisen M.B.H./Düsseldorf, 1959 [Seite 24, 26]
- [Vie70] VIEREGGE, G.: *Zerspanung der Eisenwerkstoffe*. Bd. 16. Stahleisen-Bücher. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1970 [Seite 41]
- [Wal98] WALTER, U.: *Einfluss des Kühlschmierstoffes beim Fräsen*, Universität Karlsruhe (TH), Dissertation, 1998 [Seite 3]
- [Web68] WEBER, H.: *Grundlagen der Spanentstehung*, TU Dresden, Habilitation, 1968 [Seite 11]
- [Wes01] WESTHOFF, B.: *Modellierungsgrundlagen zur FE-Analyse von HSC-Prozessen*, Universität der Bundeswehr Hamburg, Dissertation, 2001 [Seite 15, 23]
- [WL85] 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 [Seite 11]
- [WSS00] WEULE, H. ; SCHMIDT, J. ; SÖHNER, J.: Simulation of the high speed milling process. In: *Production Engineering VII/2* (2000), S. 23–26 [Seite 83]
- [Xu96] XU, G.: *Einfluß der Schneidkantenform auf die Oberflächenbearbeitung beim Hochgeschwindigkeitsfräsen mit Feinkornhartmetall*, Technische Hochschule Darmstadt, Dissertation, 1996 [Seite 31, 32, 33, 34, 35]
- [Yam90] YAMAGUCHI, Y.: *Tribology of plastic materials*. Elsevier Publications, Amsterdam, 1990 [Seite 29]
- [YB76] YELLOWLEY, I. ; BARROW, G.: The influence of thermal cycling on the life in peripheral milling. In: *International journal of machine tool design* (1976), S. 1–12 [Seite 27]

- [YSAW02] YEN, E. ; SÖHNER, J. ; ALTAN, T. ; WEULE, H.: Estimation of Tool Wear in Metal Cutting with the Finite Element Methode. In: *5th CIRP International Workshop on Modelling of Machining*, 2002 [Seite 61]
- [ZH95] ZHANG, H.-C. ; HUANG, S.H.: Application of neural networks in manufacturing: a state-of-the-art survey. In: *Int. J. o. Prod.* 33 (1995), S. 705–728 [Seite 14]
- [Zie84] ZIENKIEWICZ, O. C.: *Methode der finiten Elemente*. 2. Carl Hanser Verlag, München, 1984 [Seite 12]
- [Zor63] ZOREV: Interrelationships between Shear Processes Occuring along Tool Face and a Shear Plane in Metal Cutting. In: *Proc. Conf. Int. Res. on Prod. Engng.* ASME, New York, 1963, S. 42–49 [Seite 22]
- [Zor66] ZOREV: *Metal cutting mechanics*. Pergamon Press, 1966 [Seite 11, 23]



Lebenslauf

Persönliche Daten

Familienname: Söhner
Vorname: Jörg
geboren am/in 08. Oktober 1972 in Speyer/Rheinland-Pfalz
Familienstand verheiratet

Berufstätigkeit

05/98 - 12/02 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl und Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebstechnik der Universität Karlsruhe (TH)
04/01 - 10/01 Auslandsaufenthalt am Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing, The Ohio State University, Columbus, USA

Bildungsweg

09/79 - 09/83 Hubäcker-Grundschule in Hockenheim
09/83 - 07/89 Carl-Friedrich-Gauß Gymnasium in Hockenheim
09/89 - 05/92 Carl-Benz-Schule, Technisches Gymnasium in Mannheim
10/92 - 04/98 Studium des Maschinenbaus an der Universität Karlsruhe (TH)
07/94 Vordiplom
03/96 - 06/96 Praktikum Fa. ABB Mannheim
05/96 - 10/96 Studienarbeit bei Fa. ABB Mannheim
06/97 - 12/97 Diplomarbeit bei Fa. Pfadler Werke GmbH, Schwetzingen
04/98 Hauptdiplom in der Vertiefungsrichtung Allgemeiner Maschinenbau