

Forschungsberichte aus dem  
wbk Institut für Produktionstechnik  
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer  
Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza  
Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

Frederik Zanger

**Segmentspanbildung, Werkzeugverschleiß,  
Randschichtzustand und Bauteileigenschaften:  
Numerische Analysen zur Optimierung des  
Zerspanungsprozesses am Beispiel von Ti-6Al-4V**

Band 169

### **Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek**

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Zugl.: Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie, Diss., 2012

Copyright Shaker Verlag 2013

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-1645-1

ISSN 0724-4967

Shaker Verlag GmbH • Postfach 101818 • 52018 Aachen

Telefon: 02407 / 95 96 - 0 • Telefax: 02407 / 95 96 - 9

Internet: [www.shaker.de](http://www.shaker.de) • E-Mail: [info@shaker.de](mailto:info@shaker.de)

**Segmentspannbildung, Werkzeugverschleiß,  
Randschichtzustand und Bauteileigenschaften:  
Numerische Analysen zur Optimierung des  
Zerspanungsprozesses am Beispiel von Ti-6Al-4V**

Zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktor der Ingenieurwissenschaften**

der Fakultät für Maschinenbau

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte

**Dissertation**

von

Frederik Zanger

aus Kämpfelbach

Tag der mündlichen Prüfung: 02. November 2012

Hauptreferent:

Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

Korreferent:

Prof. Dr.-Ing. habil. Dr.-Ing. E. h. Ekkard  
Brinksmeier



## **Vorwort des Herausgebers**

Die schnelle und effiziente Umsetzung innovativer Technologien wird vor dem Hintergrund der Globalisierung der Wirtschaft der entscheidende Wirtschaftsfaktor für produzierende Unternehmen. Universitäten können als "Wertschöpfungspartner" einen wesentlichen Beitrag zur Wettbewerbsfähigkeit der Industrie leisten, indem sie wissenschaftliche Grundlagen sowie neue Methoden und Technologien erarbeiten und aktiv den Umsetzungsprozess in die praktische Anwendung unterstützen.

Vor diesem Hintergrund soll im Rahmen dieser Schriftenreihe über aktuelle Forschungsergebnisse des Instituts für Produktionstechnik (wbk) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) berichtet werden. Unsere Forschungsarbeiten beschäftigen sich sowohl mit der Leistungssteigerung von Fertigungsverfahren und zugehörigen Werkzeugmaschinen- und Handhabungstechnologien als auch mit der ganzheitlichen Betrachtung und Optimierung des gesamten Produktionssystems. Hierbei werden jeweils technologische wie auch organisatorische Aspekte betrachtet.

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer  
Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza  
Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze



## **Vorwort des Verfassers**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als akademischer Mitarbeiter in der Gruppe Fertigungs- und Werkstofftechnik am wbk - Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT).

Bei Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze bedanke ich mich für die hervorragende wissenschaftliche Betreuung der Arbeit, die jederzeit konstruktive Unterstützung und das mir entgegengebrachte Vertrauen während meiner Promotionszeit. Für die Übernahme des Korreferates und die damit verbundene konstruktive Kritik danke ich Prof. Dr.-Ing. habil. Dr.-Ing. E. h. Ekkard Brinksmeier.

Bei der gesamten Belegschaft des Instituts bedanke ich mich für die angenehme Arbeitsatmosphäre und die tolle Infrastruktur, die von euch aufrechterhalten und stetig ausgebaut wird. Bei der Technikermannschaft bedanke ich mich für die Unterstützung bei (mess-)technischen Problemen rund um die Versuchsstände. Im Besonderen danke ich Thomas Hildenbrand, Ralf Dorsner und Klaus Simon für die Betreuung meiner Versuchsstände, sowie Margit Scheidt für die Ausdauer bei den zahlreichen Abaqus-Installationen.

Meinen studentischen Hilfskräften, Studien- und Diplomarbeitern Jens Reißmann, Viktor Müller, Ali Moghaddam Nejad und Benjamin Geibel danke ich für ihre herausragende Arbeit, die meine Dissertation in dieser Form ermöglichten.

Herrn Dr.-Ing. Chris Becke danke ich für die besonders gründliche und zügige Erstkorrektur, die zahlreichen Hinweise und das eindrucksvolle Auffinden sämtlicher doppelter Leerzeichen. Es hat mir stets viel Freude bereitet mit Dir zusammenarbeiten zu können. Ein weiterer Dank für gründliches und züliges Korrekturlesen der vollständigen Arbeit und die damit verbundenen hilfreichen Korrekturen geht an Herrn Dr.-Ing. Rüdiger Pabst, dem ich außerdem besonders für seinen kollegialen und menschlichen Führungsstil als Oberingenieur danke.

Meinem Bruder Florian danke ich für die zahlreichen mathematisch geprägten Unterhaltungen, die mir bereits während meines Studiums sehr geholfen haben.

Ganz besonders Danke ich meinen Eltern für die lebenslange Unterstützung und den Rückhalt, den ihr mir bei jeder Entscheidung gebt. Außerdem danke ich euch und meinen Schwiegereltern für die liebevollen Kinderbetreuungen.

*Liebe besteht nicht darin, dass man einander ansieht, sondern dass man gemeinsam in die gleiche Richtung blickt.* Antoine de Saint-Exupéry

Liebe Caroline, Malena und Laureen, vielen Dank, dass ihr so ausdauernd und geduldig gemeinsam mit mir in die gleiche Richtung geblickt habt. Ab sofort können wir unseren Blick auf Neues richten.

Karlsruhe, November 2012





## **Abstract**

The increasing relevance of resource and energy efficiency leads to higher demands regarding component durability, especially for highly stressed components like compressor wheels. These components are often made of lightweight materials such as metal matrix composites or titanium alloys. The titanium alloy Ti-6Al-4V is used very often because of its excellent mechanical and thermal properties. However, when machining components made of Ti-6Al-4V, their high tensile strength in combination with a low Young's modulus and a low thermal conductivity leads to high thermal and mechanical stresses in the used tools, which in turn lead to a particularly fast tool wear. Generally tool wear is characterized by a loss of the ideal tool geometry, which in return influences the process conditions. Changed process conditions have an impact on the achievable component surfaces by means of the macroscopically visible roughness as well as microscopic defects of the surface layer. This impact on the condition leads to a change in the component's durability in highly stressed components. Tool wear as well as the resulting component conditions and properties after machining are influenced by the process parameters and the tool geometry.

Knowledge about the continuously proceeding tool wear and a component's quality influenced by it enables us to optimize the process conditions. In order to achieve this, simulation models are presented in this work which, based on machining simulations, tool wear simulation and the resulting component conditions and properties, offer the possibility of optimizing the processes in a comprehensive way. Along with a process characterization, a validation of the simulation models is conducted by means of extensive studies in machining technologies. The concluding process optimization shows that an excellent combination of tool life and achievable component properties can be obtained by a selective way of choosing the process parameters.



## Kurzfassung

An die Lebensdauer hochbelasteter Bauteile wie Verdichterräder in Turboladern werden aufgrund der steigenden Relevanz von Ressourcen- und Energieeffizienz wachsende Ansprüche gestellt. Diese Bauteile werden häufig aus Leichtbaumaterialien wie Metall-Matrix-Verbundwerkstoffen oder Titanlegierungen hergestellt. Wegen ihrer guten mechanischen und thermischen Materialeigenschaften wird häufig die Titanlegierung Ti-6Al-4V eingesetzt. Bei der zerspanenden Bauteilherstellung von Komponenten aus Ti-6Al-4V führt deren hohe Zugfestigkeit in Kombination mit einem geringen E-Modul und einer geringen Wärmeleitfähigkeit zu großen Belastungen der verwendeten Werkzeuge, was zu einem besonders schnellen Verschleißwachstum führt. Der Verschleiß am Werkzeug ist gekennzeichnet durch eine Änderung der idealen Werkzeuggeometrie, wodurch die Prozessbedingungen beeinflusst werden. Veränderte Prozessbedingungen führen wiederum zur Beeinflussung der erzielbaren Bauteiloberflächen in Form von makroskopisch erkennbaren Rauheiten bis hin zu Mikrodefekten der Randschicht. Diese Beeinflussung des Bauteilzustandes führt zu einem veränderten Bauteilverhalten bei Funktionsbauteilen und zu einer Variation der Lebensdauer bei hoch beanspruchten Bauteilen. Sowohl der Werkzeugverschleiß als auch die resultierenden Bauteilzustände und -eigenschaften nach der Zerspanung werden von den Prozessparametern und der Werkzeuggeometrie beeinflusst.

Die Kenntnis des Verschleißfortschritts und der dadurch beeinflussten Bauteilqualität ermöglicht eine Optimierung der Prozessbedingungen. Um dies zu erreichen, werden in der vorliegenden Arbeit Simulationsmodelle vorgestellt, die ausgehend von Zerspanungssimulationen über die Simulation des Werkzeugverschleißes sowie der resultierenden Bauteilzustände und -eigenschaften eine ganzheitliche Prozessoptimierung ermöglichen. Mittels umfangreicher zerspanungstechnologischer Untersuchungen erfolgt neben einer Prozesscharakterisierung die Validierung der Simulationsmodelle. In der abschließenden Prozessoptimierung wird gezeigt, dass bei gezielter Prozessparameterwahl eine hervorragende Kombination aus Werkzeugzeit und den damit erreichbaren Bauteileigenschaften erzielt werden kann.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>I</b>
<b>Abkürzungen</b>	<b>III</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Forschung und Technik</b>	<b>3</b>
2.1 Zerspanung	3
2.1.1 Orthogonaler Schnitt	4
2.1.2 Mechanismen der Segmentspannbildung	5
2.1.3 Zerspanung von Ti-6Al-4V	8
2.2 Werkzeugverschleiß	12
2.2.1 Mechanismen des Werkzeugverschleißes	13
2.2.2 Werkzeugverschleißformen	14
2.2.3 Verschleißmodellierung	17
2.3 Randschichtcharakterisierung	20
2.3.1 Fertigungsbedingte topologische Bauteilzustände	21
2.3.2 Fertigungsbedingte mechanische Bauteilzustände	23
2.3.3 Fertigungsbedingte mikrostrukturelle Bauteilzustände	27
2.3.4 Fertigungsbedingte Bauteileigenschaften	28
2.4 Zerspanungssimulation	29
2.4.1 Modellierung der Zerspanung	29
2.4.2 Methoden der Werkzeugverschleißsimulation	34
2.4.3 Simulation des Randschichtzustands	38
<b>3 Zielsetzung und Vorgehensweise</b>	<b>39</b>
3.1 Zielsetzung	39
3.2 Vorgehensweise	39
<b>4 Experimentelle Versuchsdurchführung</b>	<b>41</b>
4.1 Materialeigenschaften	41
4.2 Zerspanungstechnologische Untersuchungen	44
<b>5 Experimentelle Analysen</b>	<b>51</b>
5.1 Spannbildung	51
5.1.1 Zerspanungskräfte	51
5.1.2 Zerspanungstemperaturen	56
5.1.3 Spanformen	56

5.2	Werkzeugverschleiß	59
5.2.1	Verschleißcharakterisierung	59
5.2.2	Erreichbare Werkzeugstandzeiten	62
5.3	Randschichtzustand	64
5.3.1	Oberflächenrauheit	64
5.3.2	Eigenspannungen	66
<b>6</b>	<b>Simulationsansätze</b>	<b>69</b>
6.1	Simulationsmodell der Zerspanung	69
6.1.1	Materialmodellierung	69
6.1.2	Reibungsmodellierung	72
6.1.3	Realisierung der Spanbildung	72
6.1.4	Kalibrierung des Simulationsmodells	79
6.2	Simulationsmodell des Werkzeugverschleißes	92
6.2.1	Verschleißmodellierung	93
6.2.2	Berücksichtigung der Spansegmentierung	99
6.2.3	Berechnung verschlissener Werkzeuggeometrien	102
6.2.4	Auswahl des Verschleißmodells	104
6.3	Simulationsmodell zur Randschichtcharakterisierung	106
6.4	Modell zur Bewertung der Eigenspannungen	110
<b>7</b>	<b>Simulationsgestützte Analysen</b>	<b>121</b>
7.1	Einfluss von Prozessparametern	121
7.1.1	Variation der Schnittgeschwindigkeit	121
7.1.2	Variation der Spannungsdicke	126
7.2	Einfluss der Werkzeuggeometrie	130
7.2.1	Variation der Schneidkantenverrundung	130
7.2.2	Variation des Spanwinkels	134
7.2.3	Analyse des Werkzeugverschleißes	138
7.3	Analyse charakteristischer Kenngrößen	144
<b>8</b>	<b>Analyse idealer Prozess- und Werkzeugparameter</b>	<b>151</b>
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung</b>	<b>155</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>I</b>
	<b>Anhang</b>	<b>XXI</b>

## Abkürzungen

Formelzeichen	Größe	Einheit
$a$	Risslänge	[m]
$a_0$	intrinsische Risslänge	[m]
$A$	elastische Dehngrenze	[-]
$A_H$	materialspezifische Konstante der Standzeitgleichung nach Hastings	[min·K <sup>-1</sup> ]
$A_{TM}$	materialspezifische Konstante des Verschleißmodells nach Takeyama & Murata	[mm <sup>3</sup> ·m <sup>-1</sup> ]
$A_U$	materialspezifische Konstante des Verschleißmodells nach Usui et al.	[mm <sup>3</sup> ·s <sup>2</sup> ·kg <sup>-1</sup> ]
$B$	Verfestigungsmodul	[-]
$B_H$	materialspezifische Konstante der Standzeitgleichung nach Hastings	[-]
$B_{TM}$	materialspezifische Konstante des Verschleißmodells nach Takeyama & Murata	[mm <sup>3</sup> ·min <sup>-1</sup> ]
$B_U$	materialspezifische Konstante des Verschleißmodells nach Usui et al.	[K]
$c$	Risslänge (entlang der Oberfläche)	[m]
$C$	Dehnratensensitivitätskoeffizient	[-]
$C_1$	Verschleißmodellkonstante	[mm <sup>3</sup> ·mm <sup>-1</sup> ]
$C_2$	Verschleißmodellkonstante	[-]
$C_{FM}, n_{FM}, p, q$	Konstanten der NASGRO-Gleichung	[-]
$C_p, m_p$	Konstanten der Paris-Gleichung	[-]
$c_p$	spezifische Wärmekapazität	[J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$C_T$	Schnittgeschwindigkeit bei einer Standzeit von einer Minute	[m·min <sup>-1</sup> ]
$C_{TM}$	materialspezifische Konstante des Verschleißmodells nach Takeyama & Murata	[J·mol <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$C_{th}$	Schwellenwertkoeffizient	[-]

Formelzeichen	Größe	Einheit
$d$	Versagensvariable	[-]
$d_1, d_2, d_3, d_4, d_5$	Materialkennwerte (Johnson-Cook-Versagensmodell)	[-]
$D$	Versagensfunktion	[-]
$da/dN$	Rissfortschrittsrate	[m/Zyklen]
$d(h_c)$	Segmentabstand	[ $\mu\text{m}$ ]
$dW/ds$	Verschleißvolumen pro zurückgelegter Gleitstrecke	[ $\text{mm}^3 \cdot \text{mm}^{-1}$ ]
$dW/dt$	Verschleißrate: Verschleißvolumen pro Zeit	[ $\text{mm}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ ]
$e_k$	Elementkantenlänge	[ $\mu\text{m}$ ]
$E$	Elastizitätsmodul	[GPa]
$E_a$	Aktivierungsenergie	[ $\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$ ]
$f$	Vorschub	[ $\text{mm} \cdot \text{U}^{-1}$ ]
$f_N$	Rissöffnungsfunktion nach Newman	[-]
$F_c$	Schnittkraft	[N]
$F_p$	Passivkraft	[N]
$G_f$	dissipierte Energie	[J]
$h$	Spannungsdicke	[ $\mu\text{m}$ ]
$h_{c,min}$	minimale Spandicke	[ $\mu\text{m}$ ]
$h_{c,max}$	maximale Spandicke	[ $\mu\text{m}$ ]
$H$	Härte des weicheren Reibpartners	[ $\text{mm}^3 \cdot \text{s}^2 \cdot \text{kg}^{-1}$ ]
$H_i$	Härte der Oberflächenunebenheiten	[ $\text{mm}^3 \cdot \text{s}^2 \cdot \text{kg}^{-1}$ ]
$k$	spezifische Kraft	[ $\text{N} \cdot \text{mm}^{-2}$ ]
$K$	Anteil der aktuellen Kontaktfläche	[-]
$K_A$	Verschleißkoeffizient des Verschleißmodells nach Archard	[-]
$k_c$	spezifische Schnittkraft	[ $\text{N} \cdot \text{mm}^{-2}$ ]
$K_{IC}$	Risszähigkeit	[ $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ ]



Formelzeichen	Größe	Einheit
$K_{I,max}$	maximaler Spannungsintensitätsfaktor	[MPa·m <sup>1/2</sup> ]
$K_{I,op}$	Rissöffnungs-Spannungsintensitätsfaktor	[MPa·m <sup>1/2</sup> ]
$k_p$	spezifische Passivkraft	[N·mm <sup>-2</sup> ]
$k_{res}$	spezifische resultierende Kraft	[N·mm <sup>-2</sup> ]
$KB$	Kolkbreite	[μm]
$KF$	Kolklippe	[μm]
$KM$	Kolkmitte	[μm]
$KT$	Kolktiefe	[μm]
$k_T$	materialspezifische Konstante der Standzeitgleichung nach Taylor	[-]
$L$	Gleitstrecke	[mm]
$L_H$	Standzeit der Standzeitgleichung nach Hastings	[min]
$m$	thermischer Entfestigungsexponent	[-]
$n$	Verfestigungsexponent	[-]
$N$	Normalkraft	[N]
$p$	Druck	[N·mm <sup>-2</sup> ]
$q$	spezifisches Standvolumen	[m <sup>3</sup> ·m <sup>-1</sup> ]
$R$	Spannungsverhältnis	[-]
$R^n$	universelle Gaskonstante	[J·K <sup>-1</sup> ·mol <sup>-1</sup> ]
$R_a$	arithmetischer Mittenrauwert	[μm]
$R_{es}$	Streckgrenze	[MPa]
$R_m$	Zugfestigkeit	[MPa]
$R_{spez}$	spezifische Festigkeit	[Nm·g <sup>-1</sup> ]
$r_\beta$	Radius der Schneidkantenverrundung	[μm]
$s$	Gleitstrecke, Schnittweg	[mm]
$s_{VB,0,2}$	Schnittweg bis zum Erreichen des Standkriteriums $VB = 0,2$ mm	[mm]

Formelzeichen	Größe	Einheit
$t$	Dicke der Rissebene	[m]
$t_K$	Kontaktzeit	[s]
$T$	Temperatur	[K]
$\hat{T}$	normierte Temperatur	[-]
$T_{\beta,transus}$	$\beta$ -Transus-Temperatur	[°C]
$T_E$	Schnittzeit bei Standzeitende	[min]
$T_i$	lokale Temperatur	[K]
$T_m$	Schmelztemperatur	[°C]
$T_t$	Umgebungstemperatur	[K]
$T_T$	Standzeit der Standzeitgleichung nach Taylor	[min]
$\bar{u}_{pl}$	plastische Verschiebung	[mm]
$u_x$	Verschiebung	[ $\mu$ m]
$VB$	Verschleißmarkenbreite	[ $\mu$ m]
$v_c$	Schnittgeschwindigkeit	[m·min <sup>-1</sup> ]
$v_s$	Relativgeschwindigkeit zwischen Span und Werkzeugschneide	[m·min <sup>-1</sup> ]
$w$	Breite der Rissebene	[m]
$W$	Verschleißvolumen	[mm <sup>3</sup> ]
$W_a$	mechanisches Verschleißvolumen	[mm <sup>3</sup> ]
$W_r$	physikochemisches Verschleißvolumen	[mm <sup>3</sup> ]
$Z$	Wahrscheinlichkeit	[-]

Formelzeichen	Größe	Einheit
$\alpha$	Freiwinkel	[°]
$\alpha_N$	Konstante (Rissöffnungsfunktion von Newman)	[-]
$\alpha_T$	thermischer Ausdehnungskoeffizient	[1·K <sup>-1</sup> ]
$\beta$	Keilwinkel	[°]
$\Delta\bar{\epsilon}_{pl}$	plastisches Dehnungsinkrement	[-]
$\Delta K_I$	Schwingweite des Spannungsintensitätsfaktors	[MPa·m <sup>1/2</sup> ]
$\Delta K_{I,0}$	Schwellenwert-Spannungsintensitätsfaktor	[MPa·m <sup>1/2</sup> ]
$\Delta K_{I,th}$	zyklischer Schwellenwert-Spannungsintensitätsfaktor bei $R = 0$	[MPa·m <sup>1/2</sup> ]
$\bar{\epsilon}_{pl}$	akkumulierte plastische Dehnung	[-]
$\dot{\bar{\epsilon}}_{pl}$	plastische Dehnrage	[s <sup>-1</sup> ]
$\epsilon_{pl_f}$	Versagensdehnung	[-]
$\dot{\epsilon}_0$	Referenzdeformationsgeschwindigkeit	[s <sup>-1</sup> ]
$\gamma$	Spanwinkel	[°]
$\eta$	Taylor-Quinney-Faktor	[-]
$\kappa_s$	Einstellwinkel	[°]
$\lambda_s$	Neigungswinkel	[°]
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit	[W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$\mu$	Reibungskoeffizient	[-]
$\rho$	Dichte	[g·cm <sup>-3</sup> ]
$\bar{\sigma}$	Mises-Vergleichsspannung	[N·mm <sup>-2</sup> ]
$\sigma_a$	abrasive Verschleißfestigkeit	[N·mm <sup>-2</sup> ]
$\sigma_f$	Fließspannung	[N·mm <sup>-2</sup> ]
$\sigma_{max}$	Maximalspannung	[N·mm <sup>-2</sup> ]
$\sigma_n$	Normalspannung	[N·mm <sup>-2</sup> ]

Formelzeichen	Größe	Einheit
$\sigma_v$	Vergleichsspannung	[N·mm <sup>-2</sup> ]
$\sigma''$	Spannung parallel zur Schnittrichtung	[N·mm <sup>-2</sup> ]
$\sigma^\perp$	Spannung orthogonal zur Schnittrichtung	[N·mm <sup>-2</sup> ]
$\nu$	Poisson-Zahl	[-]

# 1 Einleitung

Titanlegierungen, wie z.B. Ti-6Al-4V, haben eine geringe Dichte, eine sehr hohe Festigkeit und sind äußerst korrosionsbeständig, weswegen sie zunehmend bei hoch belasteten Komponenten in der Luft- und Raumfahrttechnik eingesetzt werden. Die positiven Materialeigenschaften erweisen sich jedoch als nachteilig in der mechanischen Bearbeitung, was insbesondere für das Zerspanen gilt, da es bei der Zerspanung zu hohen mechanischen und thermischen Belastungen der Werkzeuge und des Werkstückmaterials kommt. Beide Belastungsgrößen hängen nicht nur vom zerspanten Werkstoff des Bauteils sondern im Wesentlichen von den angewendeten Prozessparametern wie Schnittgeschwindigkeit oder Spanungsdicke und den geometrischen Größen der Werkzeuge wie Spanwinkel, Freiwinkel oder Schneidkantenverrundung ab. Diese Belastungen führen auf Seite der Werkstücke zu einer Beeinflussung der resultierenden Oberflächenzustände sowie der Bauteileigenschaften nach der Zerspanung und auf der Seite der Werkzeuge zu kontinuierlich voranschreitenden Verschleißerscheinungen, welche in einer Veränderung der Schneidenfeingeometrie resultieren. Dies beeinflusst wiederum die mechanischen und thermischen Belastungen der bearbeiteten Werkstücke, so dass zu erwarten ist, dass sich dadurch die resultierenden Oberflächenzustände ändern. Die Kenntnis der Oberflächenzustände der Bauteile nach deren Bearbeitung ist gerade bei Leichtbaustrukturen und hochbelasteten Bauteilen wichtig, um fehlerhaften Bauteilen rechtzeitig entgegenwirken zu können.

Die Titanlegierung Ti-6Al-4V bildet bei allen aus produktionstechnischer Sicht sinnvollen Prozessparametern Segmentspäne, welche sich aufgrund der thermischen und mechanischen Spitzenbelastungen auf die Werkzeuge verschleißfördernd auswirken, sodass die Optimierung des Fertigungsprozesses erschwert ist. Hierbei kann der Einsatz von geeigneten rechnergestützten Methoden helfen. Die Simulation von Zerspanungsprozessen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) hat in der Vergangenheit durch gestiegene Zuverlässigkeit weitere Anwendungsbereiche eröffnet. Da der Werkzeugverschleiß eine der prozesskritischsten Größen während der Zerspanung ist, sind Vorhersagen zur Beschreibung der Verschleißentwicklung von besonderer Bedeutung. Neben der Verschleißvorhersage ist gerade für die industrielle Anwendung der Zerspanungssimulation primär das Bearbeitungsergebnis von besonderem Interesse. Dabei wird die Oberflächenqualität entscheidend durch das Verschleißverhalten des Werkzeugs beeinflusst.



## 2 Stand der Forschung und Technik

### 2.1 Zerspanung

Die Fertigungsverfahren sind nach [DIN 8580] in sechs Hauptgruppen eingeteilt, wobei die Zerspanung der dritten Hauptgruppe *Trennen* zugeordnet ist, welche weiter untergliedert wird in *Zerteilen*, *Spanen mit geometrisch bestimmter Schneide*, *Spanen mit geometrisch unbestimmter Schneide*, *Abtragen*, *Zerlegen* und *Reinigen*. Die Zerspanung lässt sich im Allgemeinen als Fertigen durch Aufheben des Werkstoffzusammenhalts durch eine oder mehrere Schneiden unter Bildung von Spänen definieren. Das Drehen ist dem Spanen mit geometrisch bestimmter Schneide zugeordnet, da die makroskopische Geometrie der Schneide genau bekannt ist und die Spanabnahme an einer definierten Stelle erfolgt. Beim Spanen mit geometrisch unbestimmter Schneide ist aufgrund der statistischen Verteilung der Schneiden nur im Mittel bekannt, welche Anzahl Schneiden wie viel Material abtragen. Je nach betrachteter Größenskala und unter Berücksichtigung der Fertigungstoleranzen ist auch beim Drehen nur im Mittel bekannt, wie die Schneide genau aussieht.

Bei der Zerspanung metallischer Werkstoffe kommt es in der Wirkzone direkt vor der Werkzeugschneide zu hohen plastischen Umformungen bei erhöhten Temperaturen und Umformraten, die das Materialverhalten maßgeblich beeinflussen. Die hohen Temperaturen führen im Allgemeinen zu einer Entfestigung des Materials, erhöhte Dehnraten führen zu einer Verfestigung. Beide Vorgänge wirken einander entgegen. Dieses Materialverhalten führt dazu, dass bei der Zerspanung metallischer Werkstoffe die aufzubringenden Kräfte in charakteristische Bereiche unterteilt werden können. Im unteren Schnittgeschwindigkeitsbereich werden hohe Kräfte benötigt, da sich die Wärme im Bauteil verteilt und dadurch in der Scherzone geringe Temperaturen vorliegen. Eine Geschwindigkeitserhöhung führt zu einer Reduzierung der benötigten Kräfte, da sich aufgrund der nahezu adiabaten Verhältnisse die Temperaturerhöhung auf den kompletten Schneidenvorlaufbereich auswirkt und dort zu einer Entfestigung des Materials führt. Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit nimmt der Einfluss der Temperaturentfestigung ab, weil der Einfluss der Dehnratenverfestigung überwiegt und es zu einem erneuten Anstieg der aufzubringenden Kräfte kommt [Aut-10, Sie-05]. Ob und ab welcher Schnittgeschwindigkeit die Dehnratenverfestigung den Einfluss der Temperaturentfestigung übersteigt, hängt neben dem Fließverhalten unter anderem von physikalischen Materialeigenschaften ab. Die Wärmeleitfähigkeit beispielsweise bestimmt maßgeblich den Einfluss der Temperaturverteilung, da

es bei Materialien mit geringen Wärmeleitfähigkeiten zu einer Konzentration der Wärme kommt.

### 2.1.1 Orthogonaler Schnitt

Beim Zerspanen wird im Allgemeinen zwischen dem gebundenen, schrägen Schnitt, dem freien, schrägen Schnitt und dem freien, orthogonalen Schnitt unterschieden, wobei alle Zerspanungsprozesse einer dieser drei Kategorien zugeordnet werden können. Beim freien, orthogonalen Schnitt handelt es sich um einen Spezialfall, welcher fertigungstechnisch durch die Vorgabe des Einstellwinkels  $\kappa_s = 90^\circ$ , des Neigungswinkels  $\lambda_s = 0^\circ$  und unter Berücksichtigung dessen, dass nur die Hauptschneide im Eingriff ist, realisiert werden kann. Zwei Prozessbeispiele, bei denen der freie, orthogonale Schnitt realisierbar ist, sind das Quer-Runddrehen, welches in [DIN 8589-1] definiert ist und das Außen-Planräumen, welches in [DIN 8589-5] definiert wird.

Charakteristik des freien, orthogonalen Schnitts ist, dass die vollständigen Eingriffsbedingungen zweidimensional abgebildet werden können (vgl. Abbildung 2.1). Dabei werden sowohl die Prozessparameter Spanungsdicke  $h$  und Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ , als auch die Werkzeuggeometrie in Form des Freiwinkels  $\alpha$ , Spanwinkels  $\gamma$  und der Schneidkantenverrundung  $r_\beta$  berücksichtigt.

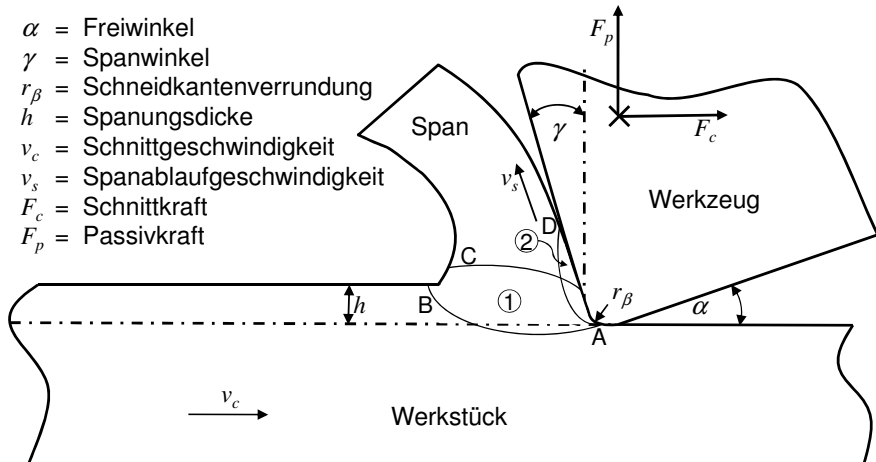


Abbildung 2.1: Schematische Darstellung der Zerspanung im orthogonalen Schnitt



Aus diesem Grund wird die Zerspanung in vielen Forschungsarbeiten im orthogonalen Schnitt betrachtet, wobei gerade bei analytischen Betrachtungen häufig weitere Annahmen getroffen werden. Bei Ernst und Merchant wird das Werkzeug als ideal scharf und verschleißfrei, die Schnittgeschwindigkeit und Spanungsdicke als konstant und ein ebener Dehnungszustand angenommen, sodass unter Annahme des Reibungsmodells nach Coulomb der Scherwinkel berechnet werden kann [Ern-41].

Der Materialbereich vor der Schneide wird hinsichtlich des Anteils plastischer Deformation in zwei Bereiche unterteilt (vgl. Abbildung 2.1). Der überwiegende Anteil der plastischen Deformation findet in der primären Scherzone (1) statt. Der Beginn der plastischen Deformation kann entlang der eingezeichneten Strecke AB beobachtet werden. Entlang des Spanflusses  $v_s$  nimmt die plastische Deformation zu, bis etwa ab der Strecke AC keine weitere Verformung mehr stattfindet. Der Bereich seitlich der Strecke AD, in dem der Span entlang der Spanfläche des Werkzeugs gleitet, wird sekundäre Scherzone (2) genannt, da das Material aufgrund der Reibung plastisch verformt wird.

#### Schlussfolgerung 2-1

Die abstrahierte Darstellung der Zerspanung im orthogonalen Schnitt bietet trotz der Vereinfachungen im Vergleich zu einem Zerspanungsvorgang mit gebundenem, schrägem Schnitt zahlreiche Untersuchungsmöglichkeiten.

### **2.1.2 Mechanismen der Segmentspannbildung**

Je nach Werkstückmaterial und Prozessparametern treten bei der Zerspanung unterschiedliche Spanformen auf, die von Fließspänen über Segmentspäne bis hin zu Reißspänen reichen (vgl. Abbildung 2.2). Fließspäne zeichnen sich durch eine konstante Spandicke und einen kontinuierlichen Spanfluss aus. Sie entstehen vorrangig bei der Bearbeitung von duktilen Werkstoffen mit gleichmäßigem Gefüge, bei moderaten Schnittgeschwindigkeiten, geringer Reibung auf der Spanfläche, geringer Spanungsdicke und einem positiven Spanwinkel. Reißspäne, bei denen die Späne in regelmäßigen Abständen brechen, treten bevorzugt bei spröden Materialien mit inhomogenem Gefüge auf, wobei negative Spanwinkel die Reißspannbildung fördern. Zwischen der Fließ- und Reißspannbildung liegt die Segmentspannbildung (häufig auch als Scherspannbildung bezeichnet), die unter anderem bei der Zerspanung des hier betrachteten Werkstoffs Ti-6Al-4V auftritt, weswegen im Folgenden näher auf die Mechanismen der Segmentspannbildung eingegangen wird.

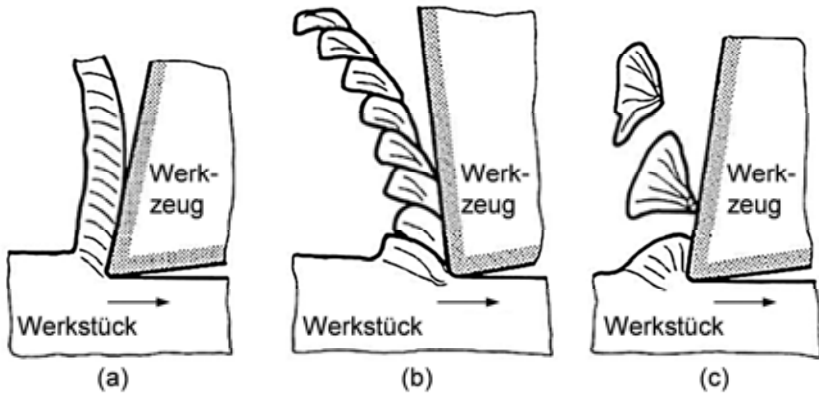


Abbildung 2.2: (a) Fließspan, (b) Segmentspan, (c) Reißspan, nach [Tön-95]

Die Entstehung von Segmentspänen kann auf zwei verschiedene physikalische Prozesse zurückgeführt werden. Die adiabatische Scherbandbildung, bei der von einer thermoplastischen Instabilität des Materials ausgegangen wird, steht der Theorie der Rissbildung und Rissausbreitung entgegen. Bei der adiabatischen Scherung wird davon ausgegangen, dass die Wärme, welche durch die plastische Deformation entsteht, nicht schnell genug aus der primären Scherzone herausgeleitet wird. Dies führt zu einer erhöhten thermischen Entfestigung des Materials, die gegenüber der Dehnratenverfestigung bei der Lokalisierung überwiegt.

Bäker [Bäk-04] unterteilt die Scherspanbildung in unterschiedliche Phasen. Zunächst entsteht in der ersten Phase eine Aufstauung des Materials, da es im Bereich vor der Schneide zunehmend verformt wird, was zu einer Erhöhung der Reaktionskräfte an der Schneide führt. Die Aufstauungsphase ist gekennzeichnet durch eine Konzentration der Dehnungen und der Mises-Vergleichsspannung entlang der Scherebene. In der zweiten Phase beginnt das Material wegen der hohen Temperaturen entlang der Scherebene zu entfestigen, was zu einer beginnenden Abnahme der Reaktionskräfte führt. Die Dehnungen nehmen in der Scherebene weiterhin maximale Werte an, die Mises-Vergleichsspannung ist aber geringer als in der direkten Umgebung. Diese sogenannte Dehnungslokalisierung wird nach [Bäk-04] vor der Schneidkante initiiert und breitet sich in Richtung der Werkstückfreifläche, des Bereichs der Dehnungskonzentration, zugunsten der Lokalisierung aus. Der Beginn der Lokalisierungsphase und die Menge des vorher aufgestauten Materials hängen von der Lage des Maximums in der Fließkurve ab. Je höher die Dehnung des Maximums in der Fließkurve ist,

desto mehr Material wird vor Beginn der Lokalisierungsphase angestaut. Sobald die Lokalisierungszone vollständig ausgebildet ist, wird in der letzten Phase das Segment auf dem Scherband geschoben, bis es erneut zur Dehnungskonzentration kommt und der Segmentierungszyklus von vorne beginnt. Vorlaufende Scherbänder werden dabei solange weiter verformt, bis sich das jeweils anschließende Scherband zu bilden beginnt.

Hou und Komanduri [Hou-97] schlagen ein weiteres Modell der Scherspannbildung vor, das ebenfalls auf einer thermoplastischen Instabilität beruht. Erneut beginnt der Segmentierungsablauf mit der Aufstauung des Materials vor der Schneide und der Entstehung eines Scherbands, welches gestauchtes von nicht gestauchtem Material trennt, anfangs gerade von der Schneidkante zur Werkstückfreifläche verläuft und sich mit der Bewegung des Werkzeugs zu krümmen beginnt. Der Ausgangspunkt der Scherung bleibt dabei stets an der Werkzeugspitze, wodurch eine neue Scherebene entsteht, die mit fortschreitender Verformung ihre Orientierung ändert. Das Material des nachfolgenden Segments wird nun entlang dieser Ebene verformt und aufgestaut bis ein drittes Scherband entsteht und der Segmentierungszyklus von vorne beginnt. Mit diesem Modell können auch sogenannte Untersegmente erklärt werden, die entstehen, wenn es bereits vor der Ausbildung des neuen Scherbands zur Dehnungslokalisierung auf der Scherebene kommt.

Ein Modell, das auf der Theorie der Rissbildung und Rissausbreitung beruht, wird von Shaw [Sha-05] beschrieben. Ausgehend von der Aufstauungsphase häuft sich das Material vor der Schneide auf, und führt dadurch zu einer Topologie an der Werkstückoberfläche, die dort eine Rissinitiierung begünstigt. Dieser Riss breitet sich in Richtung der Schneidenspitze entlang der Scherebene aus. Die Ausbreitung des Risses verläuft dabei diskontinuierlich und ist durch Mikrorisse gekennzeichnet. Die Rissentstehung führt zu einer verringerten Festigkeit, wodurch das Werkstückmaterial entlang der Scherebene geschoben und das sich ausbildende Segmentmaterial nicht weiter verformt wird. Das Material vor der Schneidenspitze wird erneut gestaucht, und die Relativbewegung zwischen dem Segment und dem Restwerkstück führt zu einer Dehnungskonzentration entlang der Mikrorisse. Der Segmentierungszyklus beginnt von vorne, sobald ein neues Scherband entsteht.

Bei den drei vorgestellten Modellen erfolgt eine adiabatische Scherung im Sinne der adiabatischen Scherbandbildungstheorie, wobei diese bei den Modellen nach Bäker [Bäk-04] und Hou und Komanduri [Hou-97] auch die Ursache für die Segmentierung darstellt. Demgegenüber liegt die Ursache für die Segmentierung bei dem Modell nach Shaw [Sha-05] in der Rissbildung und –ausbreitung.

### Schlussfolgerung 2-2

Die Spansegmentierung kann auf zwei unterschiedliche Mechanismen (adiabatische und rissinitiierte Scherbandbildung) zurückgeführt werden, die je nach Belastungszustand getrennt voneinander oder gleichzeitig vorkommen.

#### **2.1.3 Zerspanung von Ti-6Al-4V**

Hoffmeister und Gente [Hof-99] haben das Verhalten von Ti-6Al-4V im orthogonalen Schnitt untersucht. Es wurde beobachtet, dass oberhalb einer bestimmten Schnittgeschwindigkeit die spezifische Schnittkraft  $k_c$  auf einen Wert von ungefähr  $1900 \text{ N/mm}^2$  asymptotisch abfällt. Dabei macht es keinen Unterschied, ob die Spannungsdicke oder der Spanwinkel variiert werden. Bei einem negativen Spanwinkel von  $\gamma = -30^\circ$  wird der Wert lediglich bei deutlich höherer Schnittgeschwindigkeit erreicht als bei einem Spanwinkel von  $\gamma = 0^\circ$ . Die Spannungsdicke scheint darauf keinen großen Einfluss zu haben. Es konnte weiterhin gezeigt werden, dass sich die durch Werkzeugverschleiß verursachte Freiflächenreibung mit steigender Geschwindigkeit einem Minimum annähert. Bei hoher Geschwindigkeit führt ein Verschleiß der Schneide nicht mehr zu einer Schnittkrafterhöhung. Diese Untersuchungen wurden in [Hof-06] an mit Wasserstoff versetztem Ti-6Al-4V wiederholt. Dadurch fällt der Wert der asymptotisch erreichten minimalen Kraft auf ungefähr  $700 \text{ N/mm}^2$  ab, da die Zugabe von Wasserstoff zu einer Versprödung des Materials führt.

Klocke und Hoppe [Klo-99] untersuchten bei der Außenlängsdrehbearbeitung auf einer konventionellen Drehmaschine den Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Schnittkräfte. Hier wird im untersuchten Bereich bis  $v_c = 300 \text{ m/min}$  ein schwach ausgeprägtes Minimum der Schnittkraft bei  $k_c \sim 1600 \text{ N/mm}^2$  und  $v_c \sim 200 \text{ m/min}$  erreicht. Verglichen mit den anderen untersuchten Werkstoffen (Ck45N und AlZnMgCu1,5) ist dieses Minimum aber kaum zu erkennen. Anhand dessen ließe sich, im Unterschied zu anderen Werkstoffen, kein Hochgeschwindigkeitsbereich festlegen. Für Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 200 \text{ m/min}$  bis  $v_c = 350 \text{ m/min}$  (höchste Geschwindigkeit im Versuch) ist tatsächlich kein signifikanter Anstieg der Schnittkraft mehr zu erkennen.

Hoffmeister und Gente [Hof-99] haben beobachtet, dass sich die Segmente im orthogonalen Schnitt bei einem Spanwinkel von  $\gamma = 0^\circ$  und einer Schnittgeschwindigkeit zwischen  $v_c = 300 \text{ m/min}$  und  $v_c = 4800 \text{ m/min}$  nur wenig unterscheiden. Allerdings variiert die Krümmung der Scherebene, welche die Segmente voneinander trennt. Bei niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten krümmt sich die Scherebene in Richtung der Schneidkante. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit nimmt die Krümmung ab. Daraus schließen die Autoren

auf ein Abnehmen der Spanflächenreibung mit zunehmenden Schnittgeschwindigkeiten. Bei einem Spanwinkel von  $\gamma = -30^\circ$  ändert sich die Spanform verglichen mit einem Spanwinkel von  $\gamma = 0^\circ$  deutlich, und mit steigender Schnittgeschwindigkeit zerfällt der Span in seine Segmente. Auffällig ist, dass sich auch bei einer quasistatischen Zerspanung ( $v_c < 1 \text{ mm/min}$ ) ein Segmentspan bildet (siehe Abbildung 2.3). Bei dieser Geschwindigkeit kann nicht mehr von einer thermischen Materialentfestigung ausgegangen werden, weil aufgrund der langsamen Schnittgeschwindigkeit die Wärme problemlos in das Bauteil, das Werkzeug und die Umgebung abfließen kann, sodass sich annähernd isotherme Bedingungen einstellen. Die Segmentbildung kann hier offensichtlich nicht mit einer adiabatischen Scherung erklärt werden. Die Späne unterscheiden sich von den bei hohen Schnittgeschwindigkeiten erzeugten dadurch, dass sie durch einen Riss fast vollständig voneinander getrennt sind, zwischen den Segmenten kein oder fast kein Scherband mehr zu erkennen ist und die Segmente nur noch von einem kleinen Bereich nahe der Werkzeugschneide zusammen gehalten werden (siehe auch [Bäk-00]).

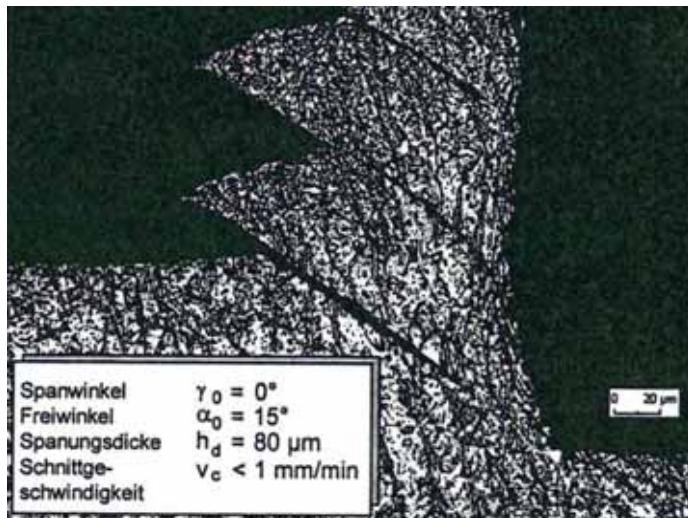


Abbildung 2.3: Entstehende Spanform bei einer quasistatischen Spanbildung mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c < 1 \text{ mm/min}$  [Hof-99]

Solche Risse beobachteten auch Klocke und Hoppe [Klo-99] bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100 \text{ m/min}$ . Bei höheren Schnittgeschwindigkeiten fehlen diese Risse, dafür treten zwischen den

Segmenten Untersegmente in Form sekundärer Lamellen auf. Es wird vorgeschlagen, den Hochgeschwindigkeitsbereich anhand der Spanart zu charakterisieren, die sich von zylindrischen Wendelspänen hin zu Band- und Wirrspänen ändert. Weiterhin wird festgestellt, dass die Dicke der Späne stark abnimmt, wenn die Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 300$  m/min auf  $v_c = 500$  m/min erhöht wird.

Bäker et al. [Bäk-00] untersuchten die Spanbildung im Schnittgeschwindigkeitsbereich von  $v_c = 300$  m/min bis  $v_c = 6000$  m/min im orthogonalen Schnitt, bei einer Spanungsdicke von  $h = 20$   $\mu\text{m}$  bis  $h = 94$   $\mu\text{m}$  und bei einem konstanten Spanwinkel von  $\gamma = 0^\circ$ . Sie stellten fest, dass sich die Spangeometrie im untersuchten Bereich nur minimal ändert, jedoch zwei verschiedene Segmenttypen auftreten: Segmente mit deutlich ausgeprägtem Scherband, stark verformten Körnern an der inneren Kante und großer Kontaktzone, und Segmente mit nur wenig ausgeprägtem Scherband, schwach verformten Körnern, Riss und dadurch kleiner Kontaktzone. Die Scherbanddicke bewegte sich zwischen  $1$   $\mu\text{m}$  und  $10$   $\mu\text{m}$ . Es wurde versucht, einen Zusammenhang zwischen den Scherbanddicken, der Schnittgeschwindigkeit und der Spanungsdicke herzustellen. Dafür reichte aber die Anzahl der verfügbaren Daten nicht aus. Daneben wurde der Werkzeugkontaktbereich der Segmente untersucht und in drei Zonen eingeteilt: Die erste Zone ist ungefähr  $3$   $\mu\text{m}$  tief und unmittelbar mit der Schneide in Berührung gekommen. Der dort vorliegende Martensit lässt darauf schließen, dass die Übergangstemperatur  $T_{\beta,transus}$  von ungefähr  $980$   $^\circ\text{C}$  überschritten wurde und sich das Material schnell wieder abgekühlt hat. Die darauf folgende zweite Zone ist wenig deformiert und lässt auf Erholung oder Rekrystallisation schließen. Die dritte Zone, die am weitesten von der Schneide entfernt war, weist stark verformte  $\alpha$ -Körner und eine hohe Versetzungsdichte auf. Auch im Scherband wurden Martensitanteile gefunden, die dort parallel zur Scherebene ausgerichtet sind und aus mehreren Unterkörnern bestehen. Daraus lässt sich schließen, dass die Temperatur in der primären Scherzone trotz des höheren Umformgrades niedriger als in der sekundären Scherzone ist. Dies wird mit dem Auftreten von Reibung in der Werkzeugkontaktzone erklärt.

Kruzhanov und Zeitz [Kru-01] haben das Segmentierungsverhalten von Ti-6Al-4V beim Bohren untersucht. Sie variierten die Schnittgeschwindigkeit im Bereich von  $v_c = 20$  m/min bis  $v_c = 60$  m/min und den Vorschub von  $f = 0,28$  mm/U bis  $f = 0,84$  mm/U. Dabei muss allerdings beachtet werden, dass beim Bohren die Schnittgeschwindigkeiten entlang der Schneidkante ausgehend von der Spitze von nahezu  $0$  m/min bis zur eigentlich eingestellten Schnittgeschwindigkeit

ansteigen, sodass es Materialbereiche gibt, die deutlich langsamer zerspannt werden. Sie stellten fest, dass es beim Bohren einen Übergangsbereich von Fließ- zu Segmentspänen gibt, wobei der Vorschub einen wesentlich größeren Einfluss auf den Übergang hat als die Schnittgeschwindigkeit.

Childs [Chi-11a] unterteilt Materialien anhand ihrer Spanbildung in die Klassen A, B und C. Materialien der Klasse A bilden bei allen Spanungsdicken und Schnittgeschwindigkeiten einen Segmentspan aus. Innerhalb der Materialklasse B findet mit steigender Schnittgeschwindigkeit bzw. Spanungsdicke ein Übergang von Fließ- zu Segmentspänen statt. Materialien der Klasse C bilden durchgehend einen Fließspan. Die durchgängige Segmentierung der Materialien in der Klasse A, zu denen er Ti-6Al-4V zählt, erklärt Childs, indem er die beiden Modelle der Segmentbildung kombiniert. Bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten und geringen Spanungsdicken tritt eine rissinitiierte Scherung auf, die bei höheren Schnittgeschwindigkeiten und großen Spanungsdicken von der adiabatischen Scherung abgelöst wird. Dieser Übergang findet für Ti-6Al-4V bei einer Spanungsdicke von  $h = 80 \mu\text{m}$  und einer Schnittgeschwindigkeit zwischen  $v_c = 60 \text{ m/min}$  und  $v_c = 120 \text{ m/min}$  statt, wobei sich die Spanform deutlich ändert (vgl. Abbildung 2.4).

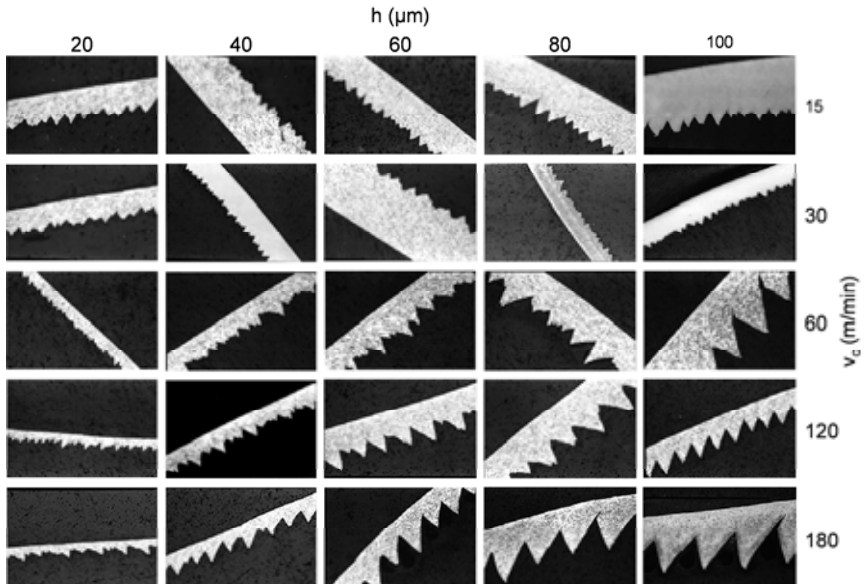


Abbildung 2.4: Spanformen von Ti-6Al-4V bei der Zerspänung mit einem Spanwinkel von  $\gamma = -6^\circ$ , nach [Chi-11a]

Der bei kleinen Schnittgeschwindigkeiten ( $v_c = 15 \text{ m/min}$  und  $v_c = 30 \text{ m/min}$ ) entstandene Span ist nur schwach segmentiert, was der Erkenntnis aus [Hof-99] widerspricht, wonach die Segmentierung auch bei kleinsten Schnittgeschwindigkeiten nicht abnimmt und sich die Form der Segmente nur geringfügig ändert. Der von Childs beschriebene Übergang ähnelt dem bei [Hof-06]. Dort wurde der Übergang allerdings erst erreicht, nachdem Ti-6Al-4V mit Wasserstoff versetzt wurde. Bei gleicher Spanungsdicke fand der Übergang bei [Hof-06] erst bei einer wesentlich höheren Schnittgeschwindigkeit von  $v_c \sim 240 \text{ m/min}$  statt. Sun et al. beobachteten bei geringen Schnittgeschwindigkeiten ( $v_c = 16 \text{ m/min}$ ) in Verbindung mit einem hohen Vorschub ( $f = 0,28 \text{ mm/U}$ ) und einer großen Schnitttiefe ( $a_p = 1,5 \text{ mm}$ ) Späne, die stellenweise segmentiert waren und stellenweise keine Segmentierung aufwiesen [Sun-09b].

Allgemein spricht für das Modell der adiabatischen Scherung, dass bei einigen Materialien mit steigender Schnittgeschwindigkeit ein Übergang von Fließ- zu Segmentspänen stattfindet. Dieser Übergang kann damit erklärt werden, dass ab einer gewissen Schnittgeschwindigkeit die Wärme nicht mehr schnell genug abgeführt werden kann. Die geringe Wärmeleitfähigkeit von Ti-6Al-4V begünstigt diesen Effekt, was die Segmentierung bis zu niedrigen Schnittgeschwindigkeiten erklärt. Bei einer quasistatischen Spanbildung besitzt die thermische Entfestigung keinen Einfluss mehr. Trotzdem entstehen bei Ti-6Al-4V noch Segmentspäne, was auf eine rissinitiierte Scherbandbildung hindeutet.

### Schlussfolgerung 2-3

Die Zerspanung von Ti-6Al-4V unterscheidet sich in zwei wesentlichen Punkten von der vieler anderer Materialien: Die Späne segmentieren im gesamten aus produktionstechnischer Sicht sinnvollen und dementsprechend untersuchten Bereich [Bäk-00, Hof-99, Hof-06, Klo-99], und die spezifische Schnittkraft  $k_c$  strebt mit steigender Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  einem Minimum entgegen.

## **2.2 Werkzeugverschleiß**

Bei der Zerspanung führen die Verformungs-, Trenn- und Reibungsvorgänge im tribologisch beanspruchten Bereich der Schneide zu hohen mechanischen und thermischen Belastungen der Werkzeuge. Diese Belastungen resultieren in einem kontinuierlich voranschreitenden Verschleiß der Werkzeuge, der je nach Belastung und Werkzeugmaterial unterschiedliche Formen und Ausprägungen annimmt. Wenn zwei feste Körper miteinander in Kontakt treten, dann resultieren deren jeweilige Belastungen aus den Eigenschaften beider Körper und den Umgebungsbedingungen während des Kontakts, weshalb Verschleiß



grundsätzlich keine Werkstoffeigenschaft sondern eine Systemeigenschaft unter den jeweiligen Umgebungs- und Beanspruchungsbedingungen ist.

### 2.2.1 Mechanismen des Werkzeugverschleißes

Czichos und Habik [Czi-10] untergliedern in Abhängigkeit der Struktur des tribologischen Systems und der Kinematik der tribologischen Beanspruchungen das allgemeine Verschleißgebiet nach Verschleißarten und den wirkenden Verschleißmechanismen, welche die im Kontaktbereich eines tribologischen Systems stattfindenden physikalischen und chemischen Wechselwirkungen beschreiben. Beim Werkzeugverschleiß in der Zerspaltung handelt es sich dieser Untergliederung zufolge um Gleitverschleiß, der je nach Belastung auf den folgenden vier Verschleißmechanismen beruhen kann (vgl. hierzu auch Abbildung 2.5):

- Abrasion
- Oberflächenzerrüttung
- Adhäsion
- Tribochemische Reaktion

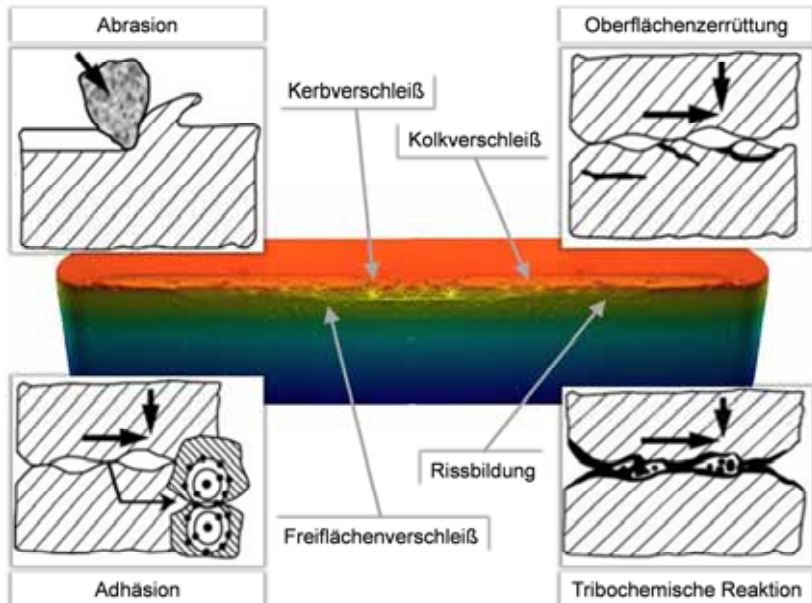


Abbildung 2.5 Auswirkungen unterschiedlicher Verschleißmechanismen auf den Werkzeugverschleiß, nach [Den-92, Zum-86]

Die Oberflächenzerrüttung beruht auf einer Schadensakkumulation von Mikrokontakten, welche periodisch auftretende Kräfte übertragen müssen. Ursache für eine Oberflächenzerrüttung sind folglich mechanische Belastungen. Bei der Abrasion handelt es sich ebenfalls um einen mechanisch dominierten Verschleißmechanismus, bei dem unter Relativbewegung zweier Kontaktkörper Abrieb von weicheren Teilchen durch harte Partikel entsteht. Zum Gahr [Zum-86] beschreibt Abrasionsprozesse mit Mikropflügen, Mikroermüden, Mikrospanen und Mikrobrechen (vgl. Abbildung 2.6), wobei nach Czichos und Habik [Czi-10] die Mikroermüdung dem Mechanismus der Oberflächenzerrüttung zuzuordnen ist. Adhäsion beruht sowohl auf mechanischen als auch auf thermischen Vorgängen. Wenn sich Reibpartner unmittelbar berühren, entstehen mechanische und thermische Spannungen an den Oberflächenrauheitshügeln. Dort kommt es durch hohe Pressungen und Temperaturen zu sogenannten Mikroverschweißungen, die bei Relativbewegungen wieder aufgehoben werden, wodurch oberflächennahe Volumenteilchen aus den angrenzenden Körpern der Reibpartner herausgerissen oder verschoben werden. Bei der tribochemischen Reaktion kommt es infolge von tribologischen Beanspruchungen zu thermisch aktivierten chemischen Reaktionen. Diese können beispielsweise Diffusionsvorgänge sein.

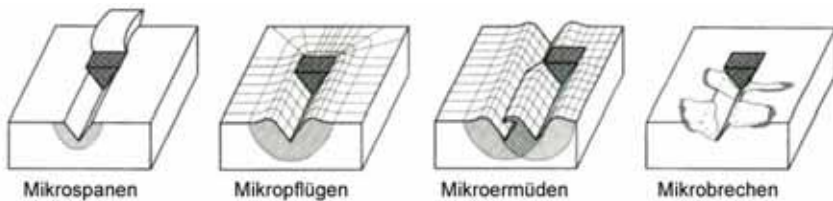


Abbildung 2.6: Prozesse bei abrasiven Verschleißmechanismen [Zum-86]

#### Schlussfolgerung 2-4

Die bei der Zerspanung an den Werkzeugen auftretenden thermischen und mechanischen Belastungen führen zu Verschleißerscheinungen, die auf unterschiedliche Mechanismen zurückzuführen sind. Eine eindeutige Trennung der wirkenden Mechanismen ist bei der Zerspanung aufgrund der komplexen Belastungen nicht möglich.

### **2.2.2 Werkzeugverschleißformen**

Bei tribologischer Beanspruchung treten die dargestellten Verschleißmechanismen meist in Überlagerung miteinander auf und führen

während der Zerspanung zu unterschiedlichen Verschleißformen an den Werkzeugen, deren messtechnische Erfassungen in der internationalen Norm ISO-3685 standardisiert sind (siehe Abbildung 2.7).

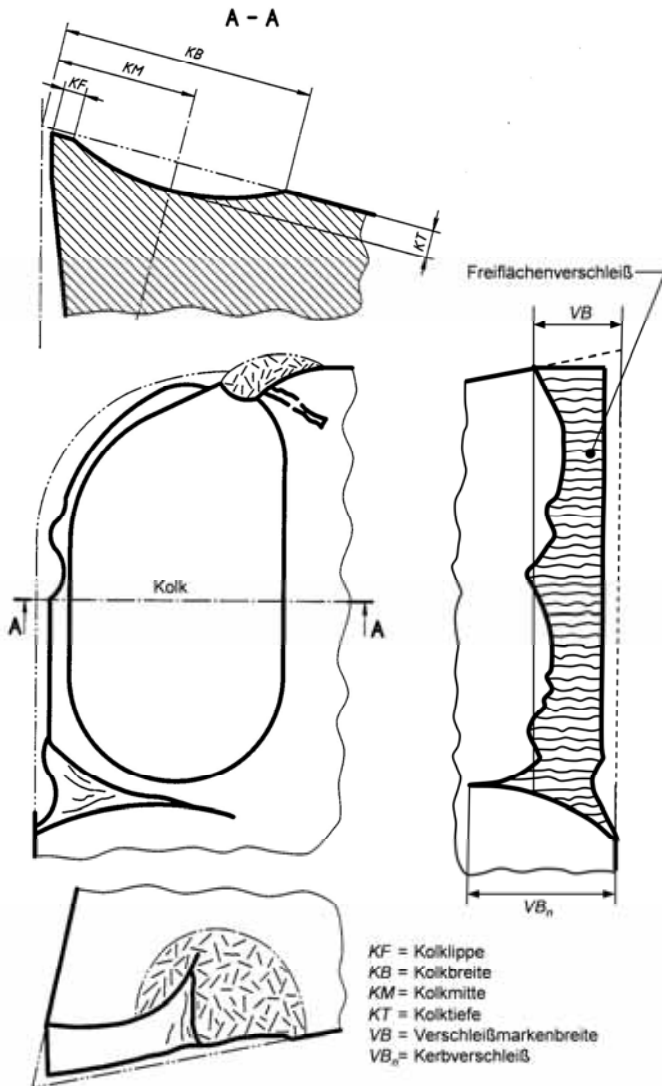


Abbildung 2.7: Messtechnische Größen von Werkzeugverschleißformen in der Zerspanung, nach [ISO-3685]

Bei der Zerspanung von Metallen kommt es überwiegend zu Freiflächen- und Kolkverschleiß. Der Freiflächenverschleiß entsteht durch das Abgleiten der Freifläche auf der neu entstandenen Oberfläche und die dadurch resultierenden hohen Temperaturen. Er wird in Form der Verschleißmarkenbreite  $VB$  gemessen und hat aufgrund der geometrischen Form der Schneidkante einen kontinuierlich zunehmenden Schneidkantenversatz zur Folge. Die Verschleißmarkenbreite entwickelt sich in den meisten Fällen zunächst degressiv, gefolgt von einem linearen Bereich, der gegen Standzeitende in einen progressiven Verlauf übergeht. Kolkverschleiß entsteht durch zu hohe Temperaturen an der Spanfläche. Die wichtigsten charakteristischen Messgrößen sind die Kolkklippe  $KF$ , Kolkbreite  $KB$ , Kolkmitte  $KM$ , und Kolktiefe  $KT$ , die während der Zerspanung kontinuierlich zunehmen.

Häufig werden zur Standzeiterhöhung beschichtete Werkzeuge verwendet, da die Beschichtungen eine hohe Temperaturfestigkeit haben und geringere Reibungswerte verursachen, sodass die thermischen und mechanischen Belastungen des Grundsubstrats der Werkzeuge reduziert werden. Zur Zerspanung von Ti-6Al-4V werden jedoch meist unbeschichtete Werkzeuge verwendet, da die Beschichtungen aufgrund ihrer hohen chemischen Affinität zum Werkstückwerkstoff nur sehr kurze Zeiten den Belastungen standhalten [Nab-01].

Der Werkzeugverschleiß hängt neben dem Werkstückwerkstoff und den verwendeten Werkzeugen im Wesentlichen von der Schnittgeschwindigkeit und vom Vorschub ab. Deshalb entwickelten Lim et al. aufbauend auf den Ergebnissen von Yen und Wright [Yen-83] zweidimensionale Verschleißkarten mit der Schnittgeschwindigkeit und dem Vorschub als Achsen [Lim-93]. Darin werden Bereiche unterschiedlicher Verschleißraten gekennzeichnet, sodass direkt ersichtlich wird, welche Prozessparameter besonders gut für hohe Standzeiten geeignet sind und welche schnell zu Verschleiß an den Werkzeugen führen. Zur Erzeugung aussagekräftiger Verschleißkarten ist es allerdings zunächst nötig, eine große Anzahl an Standzeitversuchen durchzuführen. Der Anstieg des Verschleißes mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit und steigendem Vorschub wurde unter anderem von Narutaki und Murakoshi bei der Zerspanung von Titanlegierungen bestätigt [Nar-83]. Den verhältnismäßig großen Einfluss führten sie auf die extrem hohen Temperaturen bei der Zerspanung von Titanwerkstoffen zurück.

#### Schlussfolgerung 2-5

Der bei der Zerspanung an den Werkzeugen auftretende Verschleiß ist auf Basis seiner eindeutigen Formen in der internationalen Norm ISO-3685 definiert. Am

häufigsten treten die Verschleißformen Freiflächen- und Kolkverschleiß auf, welche beide wesentlich von den Prozessparametern Schnittgeschwindigkeit und Vorschub abhängen.

### 2.2.3 Verschleißmodellierung

Die ersten bekannten empirischen Verschleißanalysen, die in Form einer analytischen Funktion festgehalten wurden, gehen auf Taylor zurück [Tay-06], der in unzähligen experimentellen Untersuchungen feststellte, dass die Schnittgeschwindigkeit einen signifikanten Einfluss auf die erreichbare Standzeit der Werkzeuge hat. Er entwickelte in seinen Arbeiten eine Gleichung zur Berechnung der erreichbaren Standzeit in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und einer materialspezifischen Konstante  $k_T$ .

$$v_c = C_T \cdot T_T^{-1/k_T} \quad \text{Formel 2-1}$$

Die Standzeitgleichung von Taylor beruht auf der Erkenntnis, dass das doppellogarithmische Auftragen der Standzeit über der Schnittgeschwindigkeit zu einer Geraden führt, wobei  $C_T$  jene Schnittgeschwindigkeit darstellt, die zu einer Standzeit von  $T_T = 1$  min führt.

Eine weitere empirisch ermittelte Funktion zur Berechnung der Werkzeugstandzeit wird von Hastings et al. beschrieben [Has-79]. Diese basiert auf der Beobachtung, dass die Temperaturen eine wichtige Rolle bei der Berechnung von Werkzeugverschleiß spielen.

$$L_H = A_H \cdot T^{-B_H} \quad \text{Formel 2-2}$$

Die erreichbare Standzeit ist in dieser Gleichung mit  $L_H$  bezeichnet, die Temperatur mit  $T$ , wobei  $A_H$  und  $B_H$  materialspezifische Konstanten sind.

Des Weiteren existieren verschiedene Modelle, die davon ausgehen, dass der Verschleiß proportional zum auftretenden Druck  $p$  und umgekehrt proportional zur Härte des weicheren Reibpartners  $H$  ist. Holm hat in seinen Arbeiten abrasiven Verschleiß zweier Reibpartner untersucht [Hol-46] und ein Modell entwickelt, das darauf basiert, dass die plastische Deformation lokaler Oberflächenunebenheiten die aktuelle Kontaktfläche beeinflusst. Zusätzlich nahm er an, dass zwei in Kontakt stehende Atome mit einer konstanten Wahrscheinlichkeit  $Z$  aus ihrer Oberfläche herausgelöst werden. Damit stellte er folgenden Zusammenhang für das Verschleißvolumen  $W$  pro zurückgelegter Gleitstrecke  $s$  auf:

$$\frac{W}{s} = Z \cdot \frac{p}{H} \quad \text{Formel 2-3}$$

Den Ansatz von Holm griffen Burwell und Strang auf und empfahlen anstelle der atomaren Betrachtung die Oberflächenunebenheiten im Kontakt zu betrachten [Bur-52]. Hierzu führten sie den Anteil der aktuellen Kontaktfläche  $K$  ein. In ihren experimentellen Analysen stellten sie weiter fest, dass die Beschreibung auch für adhäsiven Verschleiß geeignet ist.

$$\frac{W}{s} = K \cdot \frac{p}{H} \quad \text{Formel 2-4}$$

Mittels einer Dimensionsanalyse und unter der Voraussetzung, dass die beiden Reibpartner und das Schmiermittel bekannt sind, folgerte Shaw den selben Zusammenhang [Sha-77].

Archard und Hirst haben in ihren Arbeiten die Modelle von Holm sowie von Burwell und Strang weiter untersucht und konnten die getroffenen Annahmen auf eine Wesentliche reduzieren. Sie zeigten, dass bei gleichen Oberflächenzuständen das Verschleißvolumen pro Gleitstrecke proportional zu der Belastung  $p$  ist und führten den Verschleißkoeffizienten  $K_A$  ein, der sich bei gleichen Materialpaarungen dann ändert, wenn sich die Oberflächenzustände der Reibpartner ändern [Arc-53].

$$\frac{W}{s} = K_A \cdot p \quad \text{Formel 2-5}$$

Ebenfalls aufbauend auf den Überlegungen von Burwell und Strang erweiterten Trigger und Chao [Tri-56] das Modell derart, dass es für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten und Vorschübe für die Berechnung des Verschleißes an Werkzeugflächen verwendet werden kann, indem sie die Normalkraft  $N$  einführten. Der Index  $i$  steht für die Kontaktfläche, sodass  $H$  die Härte der Oberflächenunebenheit im Kontakt ist.

$$\frac{W_i}{N \cdot s_i} = \left( \frac{K}{H} \right)_i \quad \text{Formel 2-6}$$

In ihren weiteren Überlegungen bezogen sie die bei der Zerspanung entstehenden hohen Temperaturen mit ein. Da bei hohen Schnittgeschwindigkeiten die Temperaturen und Temperaturgradienten ansteigen, nehmen auch die Diffusionsvorgänge zu. Um diesen Vorgang mit zu berücksichtigen, erweiterten sie die Berechnung des Verschleißkoeffizienten  $K$  um die Aktivierungsenergie  $E_a$ , die universelle Gaskonstante  $R^n$  und die lokale Temperatur  $T_i$ :

$$K \propto e^{-\frac{E_a}{R^n \cdot T_i}} \quad \text{Formel 2-7}$$

Auf der Annahme von Trigger und Chao, dass der Verschleiß exponentiell proportional zur Inversen der absoluten Temperatur ist und damit einem Arrhenius-Ansatz folgt, beruhen weitere Verschleißmodelle. Takeyama und Murata teilten den Verschleiß in mechanischen und physikochemischen Verschleiß ein, wobei sie dabei annahmen, dass der mechanische Verschleiß  $W_a$  von der Gleitstrecke  $L$  und der abrasiven Verschleißfestigkeit  $\sigma_a$  des Werkzeugs abhängt, während der physikochemische Verschleiß  $W_r$  von der Temperatur  $T$  und der Kontaktzeit  $t_K$  beeinflusst wird [Tak-63]:

$$W = W_a(L, \sigma_a) + W_r(T, t_K) \quad \text{Formel 2-8}$$

Unter der Berücksichtigung, dass stets neue Abrasivpartikel des Werkstücks das Werkzeug schädigen und, dass die Verteilung der Abrasivpartikel in dem Werkstückmaterial gleichmäßig ist, folgerten sie, dass der physikochemische Verschleiß  $W_r$  proportional zum Schnittweg und unabhängig von der Temperatur  $T$  sein muss. Zusätzlich verwendeten sie die Erkenntnisse von Trigger und Chao und schlossen so auf das folgende Modell zu Berechnung der Verschleißrate  $dW/dt$ , wobei  $v_c$  die Schnittgeschwindigkeit,  $f$  der Vorschub und  $A_{TM}$ ,  $B_{TM}$ ,  $C_{TM}$  Konstanten sind:

$$\frac{dW}{dt} = v_c(T, f) \cdot A_{TM} + B_{TM} \cdot e^{\left(\frac{E_a}{C_{TM}T}\right)} \quad \text{Formel 2-9}$$

Das Verschleißvolumen pro zurückgelegte Gleitstrecke lässt sich damit dann wie folgt berechnen:

$$\frac{dW}{ds} = A_{TM} + \frac{B_{TM}}{v_c} \cdot e^{\left(\frac{E_a}{C_{TM}T}\right)} \quad \text{Formel 2-10}$$

In vielen Arbeiten wurde dieses Modell vereinfacht dargestellt, indem das Verhältnis aus der Konstanten  $B_{TM}$  und der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  zusammengefasst und das Verhältnis aus der Aktivierungsenergie  $E_a$  und der universellen Gaskonstante  $R^n$  als konstant angenommen wurde. Des Weiteren wurde die Konstante  $A_{TM}$  zu Null gesetzt, da physikochemischer Verschleiß ausschließlich bei hohen Temperaturen auftritt. Damit ergibt sich dann das folgende häufig verwendete Modell:

$$\frac{dW}{ds} = C_1 \cdot e^{\left(\frac{C_2}{T}\right)} \quad \text{Formel 2-11}$$

Dieses wird oftmals auch als Verschleißrate dargestellt, da hierdurch der Bezug zur Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  ersichtlich wird:

$$\frac{dW}{dt} = C_1 \cdot v_c \cdot e^{\left(\frac{C_2}{T}\right)}$$

Formel 2-12

Usui et al. kamen in ihren Untersuchungen auf ein ähnliches Modell, welches aber zusätzlich zu der Temperatur  $T$  die Normalspannung  $\sigma_n$  berücksichtigt und anstelle der Schnittgeschwindigkeit die tatsächliche Kontaktgeschwindigkeit  $v_s$  berücksichtigt:

$$\frac{dW}{dt} = A_U \cdot \sigma_n \cdot v_s \cdot e^{\left(\frac{B_U}{T}\right)}$$

Formel 2-13

Bei der experimentellen Validierung konnten sie zeigen, dass sie damit den Verschleiß gut beschreiben können [Usu-78]. Kitagawa et al. und Maekawa et al. zeigten später in Zusammenarbeit mit Usui, dass sich das Modell bei der Drehbearbeitung von unlegiertem Stahl mittels Hartmetallwerkzeugen sowohl für die Beschreibung von Kolkverschleiß als auch zu der Beschreibung von Freiflächenverschleiß eignet [Kit-88, Mae-89].

### Schlussfolgerung 2-6

Die in der Literatur vorhandenen Verschleißmodelle lassen sich in zwei wesentliche Gruppen einteilen, die auf unterschiedlichen Annahmen beruhen: Die Modelle von Holm, Burwell und Strang, Shaw, Archard sowie Trigger und Chao gehen davon aus, dass der Verschleiß proportional zum auftretenden Druck  $P$  und umgekehrt proportional zur Härte des weicheren Reibpartners  $H$  wächst. Die Modelle von Trigger und Chao, Takeyama und Murata sowie Usui et al. beruhen auf dem Arrhenius-Ansatz, und damit auf der Annahme, dass der Verschleiß exponentiell proportional zur Inversen der absoluten Temperatur zunimmt.

## **2.3 Randschichtcharakterisierung**

Bei der Bauteilherstellung mittels Fertigungsverfahren mit hohen mechanischen und thermischen Belastungen ändern sich die Zustände der bearbeiteten Oberflächen maßgeblich. Diese Änderungen wirken sich neben topologischen Zuständen wie Rauheiten auf mechanische Zustände wie Eigenspannungen oder Verfestigungen und auf metallographisch erfassbare Zustände wie Phasenumwandlungen oder Änderung der Mikrostruktur aus. Guo et al. sowie Ulatan und Özel befassten sich in ihren Veröffentlichungen [Guo-09, Ulu-11] besonders ausführlich mit der Entstehung fertigungsbedingter



Randschichtzustände bei der Zerspanung. Ihnen zufolge leisteten auf diesem Gebiet mehrere Personen Pionierarbeiten: Henriksen [Hen-51], Colwell et al. [Col-55], Field und Kahles [Fie-64, Fie-71], Field et al. [Fie-70], Koster et al. [Kos-70], Liu und Barash [Liu-76a, Liu-76b, Liu-82], Brinksmeier et al. [Bri-82, Bri-84], Jeelani und Bailey [Jee-86a] sowie Jeelani et al. [Jee-86b].

Bei sicherheitsrelevanten Komponenten, die spanend hergestellt werden (bspw. Luft- und Raumfahrtindustrie), werden die oben genannten Zustände messtechnisch für die Qualitätskontrolle erfasst [Ulu-11]. Dabei erfolgt die zwei- oder dreidimensionale Oberflächenanalyse der topografischen Struktur mittels mechanischer und optischer Messverfahren, wie Profilometern und Weißlichtinterferometern. Eigenspannungsmessungen werden meist mittels Röntgenbeugung durchgeführt, da es sich hierbei um ein zerstörungsfreies Messverfahren handelt. Zur Messung von Tiefenverläufen müssen allerdings Oberflächenschichten mittels Elektropolieren abgetragen werden, wodurch der Eigenspannungszustand des Werkstücks jedoch im Allgemeinen nicht verändert wird [Jac-00, Out-06]. Randzonenverfestigungen werden über Mikrohärteprüfungen beurteilt, da die messbare Mikrohärte mit der Verfestigung korreliert. Mittels Ätzverfahren werden mikrostrukturelle Veränderungen sichtbar gemacht und gemessen [Gin-09].

Im Folgenden wird auf fertigungsbedingte topologische, mechanische sowie mikrostrukturelle Bauteilzustände für hochfeste Materialien, wie Nickelbasis- und Titanlegierungen, eingegangen.

### **2.3.1 Fertigungsbedingte topologische Bauteilzustände**

Topologische Bauteilzustände beschreiben die Geometrie und Struktur der Oberfläche eines festen Körpers in Form von Welligkeiten und Rauheiten. Wegen der oftmals unzureichenden Oberflächenrauheit bei der Zerspanung von Titanlegierungen werden Oberflächenbehandlungsverfahren wie das Kugelstrahlen zur Nachbearbeitung eingesetzt [Ulu-11].

Der Einfluss unterschiedlicher Schnittparameter auf die Oberflächenrauheit beim Fräsen der Titanlegierung Ti-6Al-4V wurde von Sun und Guo untersucht [Sun-09b]. Neben kinematischen Rauheiten, die wesentlich vom Vorschub und der Schnitttiefe abhängig sind, werden die resultierenden Rauheiten von der Schnittgeschwindigkeit beeinflusst. Mit zunehmendem Vorschub und ansteigenden Schnitttiefen verschlechtern sich die Oberflächenqualitäten, was im Einklang mit den Ergebnissen von Ginting und Nouari für Ti-6242S [Gin-09] sowie von Darwish für Inconel 718 steht [Dar-00]. Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit steigen die Rauheiten ebenfalls an [Sun-09b]. Die

gleichen Einflüsse konnten Che-Haron und Jawaid unter Verwendung von Ti-6Al-4V beim Drehen feststellen, wobei sie zusätzlich eine zeitliche Zunahme der Rauheit beobachteten, die bei hohen Schnittgeschwindigkeiten deutlich stärker ausgeprägt war, woraus sie auf einen Einfluss des Werkzeugverschleißes auf die Rauheit schlossen [Che-05]. Bei der Zerspanung mit neuen Werkzeugschneiden wurden zunächst höhere Rauheitswerte gemessen als bei leicht abgenutzten Werkzeugen, da sich das Werkzeug in der Einlaufphase der Oberfläche anpasst, indem scharfe Kanten und Spitzen am Werkzeug abgetragen werden. Dadurch wird eine glattere Oberfläche erzeugt. Mit weiter zunehmendem Werkzeugverschleiß nahm die Rauheit stark zu, da es mit größer werdendem Verschleiß zu Unregelmäßigkeiten in der Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück kommt. Die Oberflächenrauheit beim Hochgeschwindigkeitsfräsen der Gamma-Titanlegierung Ti-45Al-2Nb-2Mn wurde von Mantle und Aspinwall untersucht [Man-01]. Auch sie kamen zu dem Ergebnis, dass der Werkzeugverschleiß einen großen Einfluss auf die entstehende Rauheit hat, was ihren Aussagen zufolge auf Anhaftungen an der Werkzeugspitze zurückzuführen ist. Ginting und Nouari haben den Einfluss des Werkzeugverschleißes für beschichtete Werkzeugmaterialien bei der Fräsbearbeitung von Ti-6242S untersucht [Gin-09]. Die Rauheit nahm im untersuchten Bereich bei der Zerspanung mit unbeschichtetem Hartmetall leicht ab und mit CVD-Beschichtung leicht zu, was sie in einer weiteren Veröffentlichung auf das Delaminieren der Beschichtung zurückführten [Nou-06]. Den Unterschied zwischen polykristallinen Diamantwerkzeugen (PKD) und unbeschichteten Hartmetallwerkzeugen untersuchten Nurul Amin et al. beim Fräsen von Ti-6Al-4V. Sie erreichten mit den PKD-Werkzeugen leicht bessere Rauheiten als mit Werkzeugen aus unbeschichtetem Hartmetall, wobei bei beiden Materialien die Rauheit mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit zunahm [Nur-07]. Weitere Einflüsse auf die entstehenden Rauheiten haben Arunachalam et al. für Inconel 718 in Form von Werkzeugparametern wie Spanwinkel und Schneidkantenradius untersucht [Aru-04]. Runde Schneiden haben aufgrund ihrer größeren Kontaktlänge eine höhere Oberflächengüte zur Folge als eckige Schneiden. Auch abgerundete Schneidkanten verbessern die Rauheit, da sie verstärkte Absplitterungen vermeiden. Ulatan und Özel sowie Yang und Liu äußerten einen Zusammenhang von Oberflächenrauheiten und Eigenspannungen, metallurgischen Veränderungen, sowie Veränderungen der mechanischen Eigenschaften des Werkstückmaterials, welche bei der Analyse von Zerspanungsprozessen nicht vernachlässigt werden sollten [Ulu-11, Yan-99].

### Schlussfolgerung 2-7

Die entstehenden Rauheiten bei der Zerspanung werden sowohl von den Prozessparametern, der Werkzeuggeometrie als auch den verwendeten Werkzeugmaterialien beeinflusst. Im Allgemeinen haben geringere Zeitspannungsvolumina, also geringere Schnittgeschwindigkeiten, Vorschübe und Schnitttiefen, eine höhere Oberflächenqualität mit geringeren Rauheitswerten zufolge.

## **2.3.2 Fertigungsbedingte mechanische Bauteilzustände**

### **2.3.2.1 Eigenspannungen**

Eigenspannungen sind Spannungen, die innerhalb eines festen Körpers vorliegen, ohne dass dieser von außen mechanisch oder thermisch belastet wird. Makroeigenspannungen erstrecken sich über mehrere Gefügekörner hinweg und werden oftmals auch als Eigenspannungen I. Art bezeichnet. Sie bilden den Mittelwert der Spannungen eines hinreichend großen Materialvolumens, sodass sie als repräsentativ für den Materialbereich gelten können. Mit Mikro eigenspannungen werden die Abweichungen von den Makroeigenspannungen bezeichnet, die weiter Unterschieden werden in Eigenspannungen II. Art und III. Art. Unter Eigenspannungen II. Art werden die Abweichungen der mittleren Spannung eines Korns zur Eigenspannung I. Art verstanden, während die Abweichung der Eigenspannungen innerhalb eines Korns von der Summe der Eigenspannungen I. und II. Art als Eigenspannungen III. Art bezeichnet werden (vgl. [Spi-09]). Eigenspannungen können sowohl Zugeigenspannungen (positives Vorzeichen) als auch Druckeigenspannungen (negatives Vorzeichen) sein, wobei sie innerhalb eines Körpers stets im Gleichgewicht liegen. Der Eigenspannungszustand einer Bauteiloberfläche unter Belastung beeinflusst das Bauteilverhalten je nach Vorzeichen der Eigenspannungen positiv oder negativ, wobei die Eigenspannungszustände an der Oberfläche maßgeblich für die Bauteillebensdauer verantwortlich sind [Sch-06]. Bereits Gadd [Gad-56] stellte fest, dass im Hinblick auf die Widerstandsfähigkeit gegen Bauteilbelastungen Druckeigenspannungen in der Bauteiloberfläche zu bevorzugen sind, da kritische Zugspannungen zunächst den Betrag der Druckeigenspannungen übersteigen müssen, bevor es zu Werkstoffschädigungen in Form einer Rissbildung kommen kann. Die Entstehung von Eigenspannungen bei der Zerspanung kann vereinfacht, wie von Klocke und König dargestellt, in mechanisch bedingte und thermisch bedingte Entstehung unterschieden werden (vgl. Abbildung 2.8). Mechanisch bedingte Eigenspannungen entstehen durch unterschiedliche Verformungsgrade innerhalb

eines Körpers, wenn eine elastische Rückverformung durch bereits plastisch verformte Bereiche verhindert wird. Thermisch bedingte Eigenspannungen entstehen vor allem bei hohen Abkühlgeschwindigkeiten, indem eine Materialschrumpfung bei geringen Temperaturen durch andere Bauteilbereiche verhindert wird. Dabei muss allerdings stets beachtet werden, dass die Einflüsse bei der Zerspanung wesentlich komplexer sind und sich gegenseitig beeinflussen.

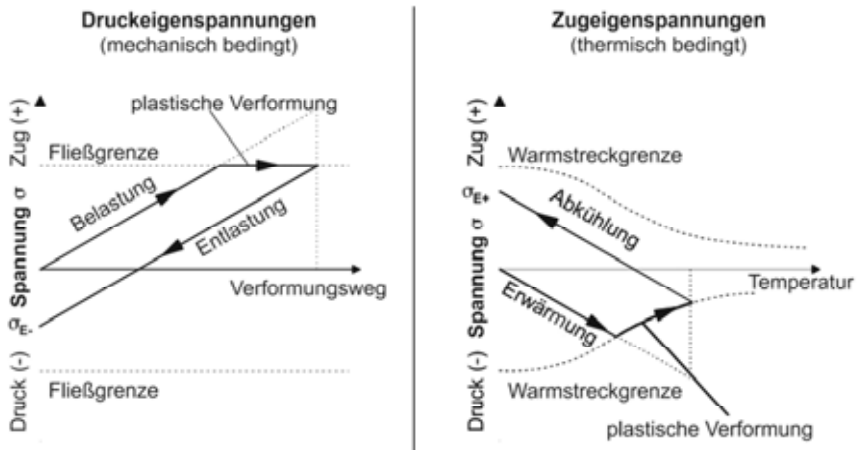


Abbildung 2.8: Entstehung von Eigenspannungen, nach [Klo-08]

Um Zugeigenspannungen, die durch Fertigungsprozesse mit hoher thermischer Belastung entstanden sind (beispielsweise Einsatzhärten), in Druckeigenspannungen zu wandeln, kommen mechanische Fertigungsprozesse wie Festwalzen oder Kugelstrahlen zum Einsatz. Die bei der Zerspanung entstehenden Eigenspannungszustände sind dagegen nicht eindeutig vorhersehbar, da in der Prozesszone sowohl hohe thermische als auch mechanische Belastungen vorliegen. Die zur Zerspanung benötigten hohen Kräfte verursachen im Werkstück mehrachsige Spannungszustände, die bei Überschreitung der Fließgrenze des Materials zu plastischen Verformungen führen. Werkstofftrennungen treten auf, nachdem das Verformungsvermögen des Werkstückmaterials aufgebraucht ist. Zur genaueren Analyse der entstehenden Eigenspannungen müssen die unterschiedlichen Phasen der Spannbildung betrachtet werden. Der eigentlichen Spannbildung gehen Quetschungen und Pressungen des Materials voraus, deren parallel und normal

zur Oberfläche wirkende Kräfte Druckeigenspannungen verursachen. Durch die anschließenden Trennvorgänge entstehen wiederum Zugeigenspannungen. Die Temperaturverteilung während der Zerspanung ist von den Materialeigenschaften und den Prozessparametern abhängig. Bei der Metallzerspanung mit konventionellen Prozessparametern sind die höchsten Temperaturen in der primären und sekundären Scherzone sowie im Kontaktbereich der Spanfläche und der Schneidkantenverrundung, also überwiegend in dem Bereich des Werkstücks, der im Verlauf der Zerspanung in den Span übergeht. Die unmittelbar darunter liegenden Werkstückbereiche sind bereits deutlich kühler, sodass sich hohe Temperaturgradienten ausbilden. Die hohen Temperaturen verursachen eine thermische Entfestigung des Werkstückmaterials, sodass die Kraft für die benötigte plastische Materialverformung sinkt. Wie in Abbildung 2.8 dargestellt verursachen hohe Temperaturen Druckspannungen, die bei Überschreitung der Streckgrenze nach der Abkühlung zu Zugeigenspannungen führen. Weitere Prozesse, die bei sehr hohen Temperaturen berücksichtigt werden müssen, sind mögliche Phasenumwandlungen, da die damit einhergehende Volumenänderung ebenfalls Eigenspannungen verursachen kann.

Den Einfluss der Werkstoffhärte auf die resultierenden Eigenspannungen untersuchten Matsumoto et al. [Mat-86] anhand des Werkstoffs 100Cr6 mit dem Ergebnis, dass mit zunehmender Werkstoffhärte die Zugeigenspannungen zu Druckeigenspannungen wechseln. Sie erklärten ihre Beobachtungen mit der zur Zerspanung benötigten mechanischen Umformung, die bei härteren Werkstoffen höher ist als bei weicheren, dafür aber bei weicheren Werkstoffen tiefer in das Bauteil reichen. Weitere Untersuchungen führten sie an gehärtetem 100Cr6 durch, in denen sie den Einfluss unterschiedlicher Werkzeuggeometrien mit variierendem Vorschub und variierender Schnitttiefe auf die resultierenden Eigenspannungen analysierten. Der Einfluss der Werkzeuggeometrie war deutlich größer als der Einfluss der beiden variierten Prozessparameter. Die geringsten Druckeigenspannungen erreichten sie mit scharfen Werkzeugen, wobei sich die größten Druckeigenspannungen mit gefasteten und verrundeten Schneidkanten nahezu verdreifachten [Mat-99]. Ähnliche Ergebnisse erzielten Hughes et al. für Ti-6Al-4V. Sie führten experimentelle Untersuchungen mit zwei unterschiedlichen Vorschüben und je einer neuen und einer verschlissenen Werkzeugschneide durch. Mit größerem Vorschub erhöhten sich die Druckeigenspannungen nur minimal, wobei sie mit den verschlissenen Werkzeugen deutlich zunahmten [Hug-06]. Zlatin und Fields zeigten, dass die Eigenspannungszustände nach der Zerspanung von Titanlegierungen an der

Oberfläche je nach Prozessparameter sowohl im Zug- als auch im Druckbereich liegen können [Zla-73]. Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit bei der Trockenzerspannung von Ti-6Al-4V wurde von Narutaki et al. mit zwei verschiedenen Schnittgeschwindigkeiten ( $v_c = 40$  m/min und  $v_c = 100$  m/min) untersucht. Die höhere Schnittgeschwindigkeit führte zu höheren Druckeigenstressungen in Schnittrichtung und zu niedrigeren in Vorschubrichtung [Nar-83], was im Widerspruch zu der vereinfachten Darstellung in Abbildung 2.8 steht. Die Versuche wiederholten sie unter Verwendung von Kühlschmierstoff, wodurch geringere Druckeigenstressungen als bei der Trockenzerspannung entstanden, die Tendenzen des Schnittgeschwindigkeitseinflusses aber unverändert blieben. Ebenfalls zunehmende Druckeigenstressungen mit höheren Schnittgeschwindigkeiten beobachteten Sun und Guo beim Fräsen von Ti-6Al-4V mit Schnittgeschwindigkeiten zwischen  $v_c = 50$  m/min und  $v_c = 95$  m/min. Mit höheren Schnittgeschwindigkeiten nahmen die Druckeigenstressungen hingegen wieder ab [Sun-09b].

#### Schlussfolgerung 2-8

Die Entstehung von Eigenstressungen ist bei der Zerspanung aufgrund der vielen Einflussmöglichkeiten komplex. So kann es je nach Werkstückmaterial, Werkzeug- und Prozessparametern zu gegensätzlichen Tendenzen kommen. Gerade bei der Zerspannung von Werkstoffen, die zu Segmentspänen tendieren, wie die meisten Titanlegierungen, ist eine Aussage über die prozessbedingten Eigenstressungszustände bisher nicht möglich.

#### **2.3.2.2 Randschichtverfestigung**

Bei der Zerspanung treten hohe plastische Verformungen auf, welche bei Werkstoffen, die durch Verformung und starke Dehnungsbelastung bei der Bearbeitung verfestigen, zu einer Zunahme der Härte führen, sodass die Härte des Materials nach der Zerspanung an der Oberfläche größer ist als im Werkstückinneren. Dabei haben sowohl thermische als auch mechanische Vorgänge maßgeblichen Einfluss [Aru-04]. Pawade et al. analysierten das Verfestigungsverhalten von Inconel 718 bei der Zerspanung mit unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten, Vorschüben, Schnitttiefen und Schneidkantengeometrien. Den größten Verfestigungseinfluss hatte die Schneidkantengeometrie, der insbesondere bei der Zunahme der Härte durch die Verwendung großer Verrundungen und gefaster Werkzeuge deutlich wurde [Paw-08]. Eine Verfestigung der Materialoberfläche ist auch bei der Zerspannung von Ti-6Al-4V zu beobachten. Che-Haron und Jawaid beobachteten bei der Drehbearbeitung eine Zunahme der Härte um bis zu 25% [Che-01, Che-05], Sun

und Guo stellten bei der Fräsbearbeitung eine Zunahme von bis zu 60% fest [Sun-09b]. Bei Thomas et al. wurden mit zunehmendem Werkzeugverschleiß, vor allem bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten, erhöhte plastische Verformungen beobachtet. Als Grund hierfür werden die vergrößerte Kontaktfläche und die damit einhergehende erhöhte Reibung an der Werkstückoberfläche angegeben [Tho-10].

### Schlussfolgerung 2-9

Bei der Zerspanung von Ti-6Al-4V ist einer Erhöhung der Oberflächenhärte zu erwarten, die insbesondere durch die Werkzeuggeometrie als auch durch den Werkzeugverschleiß beeinflusst wird.

### **2.3.3 Fertigungsbedingte mikrostrukturelle Bauteilzustände**

Zu den mikrostrukturellen Änderungen der Bauteiloberfläche gehören thermomechanische Vorgänge im Material, Phasenumwandlungen im Gefüge und Adhäsion kleinster Spanpartikel an der Bauteiloberfläche. Diese Änderungen wirken sich auf die Zustände der Oberfläche im Vergleich zum Grundmaterial aus. Yang und Liu sehen neben Phasenumwandlungen und plastischen Verformungen, thermische Bauteilbelastungen durch hohe Temperaturen und schnelle Abkühlungen, sowie hohe mechanische Belastungen als die Hauptgründe für mikrostrukturelle Änderungen der Bauteiloberfläche an [Yan-99]. Wird ein Metall über die Streckgrenze hinaus verformt, kommt es zur Versetzungsverfestigung, wobei die Duktilität abnimmt. Die Rekristallisation kann dagegen eine Entfestigung des Materials zur Folge haben, wobei das Material duktiler wird. Bei dominierender Verfestigung ist unter dem Mikroskop eine weiße Schicht zu erkennen, die eine höhere Festigkeit als das Grundgefüge besitzt. Tritt die Verfestigung in Verbindung mit Rekristallisationsvorgängen auf, entsteht eine dunklere Schicht, die sich von ihren Härtewerten zwischen der weißen Schicht und dem Grundmaterial bewegt. Die Entstehung von weißen Schichten kann je nach Anwendungsfall unerwünscht sein, da sie feine Unterkörner beinhaltet, die Risswachstum begünstigen [Zha-97]. Puerta Velásquez et al. unterteilten die Oberfläche in drei wesentliche Schichten: eine obere Schicht mit stark deformiertem Gefüge direkt an der Oberfläche, eine untere Schicht, die nicht von der Zerspanung beeinflusst wird und eine dazwischenliegende mittlere Schicht mit rein plastischer Verformung [Pue-10]. Die Dicke der mikrostrukturell veränderten Schicht nahm bei der Zerspanung von Ti-6Al-4V mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit im Bereich von  $v_c = 20$  m/min bis  $v_c = 420$  m/min von  $0,5 \mu\text{m}$  bis  $4,5 \mu\text{m}$  stetig zu. Von Che-Haron und Jawaid wurde eine weiße

Schicht mit einer Dicke von bis zu 10  $\mu\text{m}$  beobachtet, die allerdings erst nach langen Schnittpwegen entstanden ist.

#### Schlussfolgerung 2-10

Die hohen Temperaturen und mechanischen Belastungen während der Zerspanung führen zu einer Veränderung der Mikrostruktur im oberflächennahen Werkstoffbereich, welche die Oberflächenzustände beeinflusst.

### **2.3.4 Fertigungsbedingte Bauteileigenschaften**

Hochbeanspruchte Bauteile müssen den jeweiligen Beanspruchungen standhalten, was bei sicherheitsrelevanten Komponenten besonders wichtig ist. Der Belastungswiderstand eines Bauteils wird durch dessen topologische, mechanische und mikrostrukturelle Bauteilzustände beeinflusst. Aufbauend auf den Erkenntnissen von Koster et al. [Kos-70, Kos-91] und Brinksmeier et al. [Bri-82] haben Yang et al. den Einfluss variierender Eigenspannungsprofile auf die Variation der Bauteillebensdauer von Ti-6Al-4V-Proben untersucht [Yan-02]. Die Hypothese, dass jene Bauteile, die mit Fertigungsverfahren hergestellt wurden, deren Prozessparameter einen großen Einfluss auf die resultierenden Eigenspannungen haben, auch eine große Variation bei der Lebensdauer aufweisen, konnten sie mit einer großen Anzahl experimenteller Untersuchungen bestätigen. Zur Berechnung der Bauteillebensdauer existieren verschiedene Methoden. Liu et al. verfolgten den Ansatz einer risswachstumsbasierten Lebensdaueruvorhersage unter Verwendung einer äquivalenten Fehlergröße [Liu-09, Xia-11] und konnten damit die Auswirkungen des Kugelstrahlens auf die Lebensdauer von Ti-6Al-4V berechnen [Xia-09]. Aufbauend auf der linearelastischen Bruchmechanik berechneten John und Larsen den Einfluss der durch Kugelstrahlen eingebrachten Eigenspannungen auf die Lebensdauer von Triebwerksscheiben [Joh-01]. Mittels des Konzepts der lokalen Dauerfestigkeit ermöglichte Klemenz die Berechnung der Position, von der aus die Schädigung im Falle von Bauteilversagen ausgeht [Kle-09]. Des Weiteren kann damit die Mindestlänge eines wachstumfähigen Risses berechnet werden.

#### Schlussfolgerung 2-11

Bauteileigenschaften wie deren Lebensdauer werden durch den Randzonenzustand beeinflusst. Es existieren verschiedene Methoden, mit denen der Einfluss des Randschichtzustands auf die Bauteillebensdauer berechnet werden kann.



## 2.4 Zerspanungssimulation

### 2.4.1 Modellierung der Zerspanung

In den vergangenen Jahren hat sich die Finite-Elemente-Methode (FEM) für die Modellierung der Zerspanung als Ergänzung zu experimentellen Untersuchungen etabliert. Die Vorteile der FEM sind die Einbindung von spezifischen Materialeigenschaften, sowie die Vielzahl an unterschiedlichen auswertbaren Systemgrößen, die messtechnisch nicht oder nur sehr aufwendig erfassbar sind. Die Simulationsmodelle erlauben dabei zeit- und kostensparende Parameterstudien zur Optimierung der Zerspanungsprozesse hinsichtlich der Punkte Spanbildung, Gratbildung, Werkzeugverschleiß, Werkzeug- und Werkstückbelastung zur Reduktion der Schnittkräfte und der Verringerung des Werkzeugverschleißes, als auch für die Analyse physikalischer Vorgänge bei der Spanbildung. Die Spanbildungssimulation ermöglicht eine Vorhersage der Spanform [Sie-03]. Mittels der Gratbildungssimulation können Aussagen über mögliche Nachbearbeitungsschritte getroffen werden [Aur-09]. Eine Werkzeugverschleißsimulation kann zur Vorhersage des Werkzeugzustandes durchgeführt werden [Yen-02]. Die Werkzeug- und Werkstückbelastungsanalysen erfolgen, um dadurch Prozessgrößen zu bestimmen, wie sie messtechnisch nicht erfassbar oder nur sehr begrenzt erreichbar sind [Klo-04, Klo-11a]. Physikalische Vorgänge können beispielsweise Größeneffekte [Den-05] bei der Mikrozerspanung sein, die in [Aut-10] durch FEM-Simulationen analysiert und mittels der Ähnlichkeitsmechanik beschrieben wurden. Ein weiteres Beispiel ist die Simulation der Aufbauschneidenbildung, die Childs unter dem besonderen Augenmerk der Material- und Reibungsmodellierung untersuchte [Chi-11b]. Ein allgemeiner Überblick des Einsatzes der FEM in der Zerspanung kann den beiden Habilitationsschriften von Bäker und Zabel [Bäk-04, Zab-10] sowie einer Artikelreihe von Heisel et al. [Hei-09a, Hei-09b, Hei-09c, Hei-09d] entnommen werden.

Zur Validierung der Simulationsmodelle werden meist für unterschiedliche Prozessparameter das Verhalten der Schnittkräfte herangezogen, die im Experiment mittels einer Kraftmessung bestimmt werden, sowie Zerspanungstemperaturen, die experimentell über Pyrometer [Mül-01] oder Einzelbild-Thermographie [Söh-03] ermittelt werden können. Hierbei wurden bereits früh innerhalb eines Schwerpunktprogramms der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) gute Ergebnisse für die zweidimensionale [Bäk-99, Klo-01a, Klo-04] und dreidimensionale Zerspanungssimulation [Bie-05a, Ger-98, Söh-03] erzielt, deren ausführliche Darstellung [Tön-99, Tön-05] zu

entnehmen ist. Gerade die dreidimensionale Zerspanungssimulation findet immer mehr Anwendung, wobei unterschiedlichste Fertigungsprozesse wie beispielsweise Drehen [Aut-09, Pie-05], Fräsen [Bie-05b, Söh-03], Schleifen [Ahe-05, Hof-05], Bohren [Klo-06a, Klo-11b], Wälzfräsen [Bou-05] oder Wälzschälen [Sch-11a] modelliert werden.

Die Simulationen unterscheiden sich vor allem in der Verwendung verschiedener Werkstoff- und Reibungsmodelle und der Realisierung der Spanbildung entweder durch Materialtrennung oder durch ein Umfließen der Schneide.

#### **2.4.1.1 Werkstoffmodelle für die Zerspanungssimulation**

Der Spanbildungsprozess erfordert, das Materialverhalten bei hohen Temperaturen in Verbindung mit extremen Dehnraten und Dehnungen zu beschreiben und in die FEM-Simulation einzubeziehen. Der Materialmodellierung kommt daher bei der Zerspanungssimulation eine zentrale Rolle zu.

Der schematische Spannungsverlauf bei Zugbelastung duktiler Materialien ist in Abbildung 2.9 über der Dehnung bis zum Bruch dargestellt und in drei wesentliche Bereiche unterteilt. Zunächst nimmt die Spannung im Bereich (a)-(b) linear mit der Dehnung zu, bis die Fließspannung  $\sigma_f$  erreicht ist. Im anschließenden Verfestigungsbereich (b)-(c) findet plastisches Fließen statt. Wenn es weder zum Versagen noch zu einer Schädigung käme, dann würde sich die Spannung weiter in Richtung  $d'$  entwickeln. Eine zunehmende Lokalisierung der Dehnung im Einschnürbereich der Zugprobe führt allerdings zu einer Abnahme der Tragfähigkeit des Materials ab Punkt (c) und die Spannung sinkt mit steigender Dehnung, bis es im Punkt (d) zum Bruch der Probe kommt. Dieser Bereich wird Schädigungsbereich oder Entfestigungsbereich genannt. Der Bereich (a)-(b) wird durch den Elastizitätsmodul  $E$  beschrieben. Da der Verfestigungsbereich eine starke Temperatur- und Dehnratenabhängigkeit aufweist, müssen Fließkurven für die Modellierung des Materialverhaltens verwendet werden. Auch die Beschreibung der Initiierung der Schädigung sowie des Schädigungsbereichs erfordert aufgrund des komplexen Materialverhaltens, das neben der Temperatur und Dehnraten von den hydrostatischen Spannungsverhältnissen und der Belastungsgeschichte abhängig sein kann, eine Charakterisierung des Materialverhaltens. Ein Vergleich verschiedener Materialmodelle, etwa von [Hal-05, Shi-04, Umb-07], zeigt deren großen Einfluss auf die Ergebnisse der Simulation. Aktuelle Untersuchungen von Childs haben gezeigt, dass die Finite-Elemente-Methode realistische Ergebnisse liefert, wenn das Materialverhalten bei hohen Dehnungen und Dehnraten korrekt beschrieben wird [Chi-09].

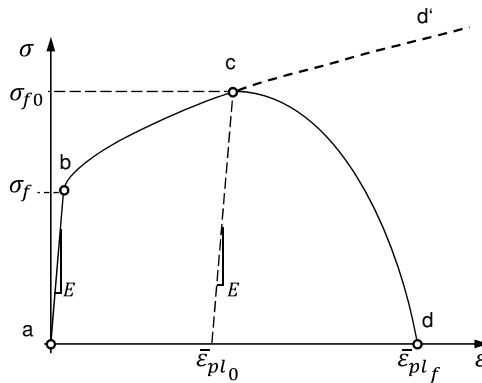


Abbildung 2.9: Schematischer Spannungsverlauf unter Zugbelastung (Metalle)

Bei dem Großteil der Zerspannungssimulationen wird das Werkstückmaterial als homogen betrachtet, und es existieren nur vereinzelte Ansätze für Stahl [Sim-06], Gusseisen [Chu-02, Chu-03a, Chu-03b], Wolfram-Kupfer-Verbundwerkstoff [Gra-08] und Metall-Matrix-Verbundwerkstoffe [Sch-11b], bei denen die Mikrostruktur des Werkstoffs in den Simulationen mit berücksichtigt wird.

Wesentlich häufiger im Interesse von Untersuchungen mittels FEM steht die Modellierung des Werkstoffverhaltens bei der Simulation von Materialien, die zu einer Segmentspanbildung neigen. Die Johnson-Cook-Materialformulierung [Joh-83] ist eine der bekanntesten, die unter anderem für die Modellierung der Segmentpanbildung bei Ti-6Al-4V und Inconel 718 eingesetzt wurde [Arr-07, Bar-05, Guo-04, Pit-11, Sch-11c, Umb-08, Uhl-07]. Das Johnson-Cook-Materialmodell wird in einigen Publikationen um unterschiedliche Terme erweitert, die insbesondere die adiabatische Segmentspanbildung begünstigen [Cal-08, Kar-11, Sim-10, Öze-10a, Öze-10b]. Ein weiteres Materialmodell für Ti-6Al-4V wurde von El-Magd et al. in [El-99] vorgestellt und von Bäker et al. zur Simulation von Segmentspänen eingesetzt [Bäk-02]. Des Weiteren kamen Materialmodelle zum Einsatz, die von einer rissinitiierten Segmentspanbildung ausgehen [Aur-06, Hua-04, Sie-03].

### Schlussfolgerung 2-12

Metallische Werkstoffe durchlaufen bei der Zerspanung breite Temperatur-, Dehnungs- und Dehnratenbereiche, deren Einfluss auf das Materialverhalten zur präzisen Simulation bekannt sein muss. Zur mathematischen Beschreibung des Materialverhaltens existieren verschiedene Modelle, die in vielen Arbeiten erfolgreich eingesetzt wurden.

### 2.4.1.2 Reibungsmodelle für die Zerspanungssimulation

Sowohl die experimentelle Bestimmung als auch die allgemeingültige Modellierung der Reibungsvorgänge während der Zerspanung ist eine bis heute andauernde wissenschaftliche Herausforderung, der bereits eine Vielzahl an Untersuchungen gewidmet wurde [Fil-07a, Hei-09a]. Gründe hierfür sind einerseits die während der Zerspanung ablaufenden komplexen physikalischen und teils auch chemischen Vorgänge mit stark variierenden Temperaturen, Geschwindigkeiten und Spannungen und andererseits die messtechnisch schwierige Zugänglichkeit der Prozesszone während der Zerspanung. Unterschiede in der Reibungsbeschreibung für Finite-Elemente-Zerspanungssimulationen sind nicht nur im verwendeten analytischen Reibungsmodell sondern auch in der Aufteilung der Kontaktzone in einen Haft- und Gleitreibungsbereich bzw. in einen plastischen und elastischen Kontaktbereich zu finden [Guo-09]. Dabei wird versucht die unterschiedlichen Belastungsgrößen entlang einer Schneidkante zu berücksichtigen, indem angenommen wird, dass an der Schneidkantenverrundung eine sehr geringe bis hin zu gar keiner Relativgeschwindigkeit zwischen dem Werkzeug und dem entstehenden Span existiert. Da noch kein allgemeingültiges Modell für die Beschreibung der Reibung während Zerspanungsprozessen gefunden werden konnte, wird nach wie vor am häufigsten das Coulomb'sche Reibungsmodell verwendet, bei dem die Schubspannung mittels eines konstanten Reibungskoeffizienten proportional zur Normalspannung berechnet wird. Nachteil des Modells ist, dass keine lokale Berücksichtigung des Geschwindigkeits-, Temperatur- und Spannungseinflusses auf die Reibung erfolgt, da ein global gültiger Reibungskoeffizient definiert wird. Zur Feststellung der Eignung des verwendeten Reibungsmodells sind in [Mol-11] drei Koeffizienten zur analytischen Bestimmung der effektiven Reibung dargestellt. Diese können mittels der während der Zerspanung auftretenden Schnittkräfte, Passivkräfte und den Winkeln am Schneidkeil wie folgt berechnet werden:

$$\mu_{eff,1} = \frac{F_p}{F_c} \quad \text{Formel 2-14}$$

$$\mu_{eff,2} = \frac{F_p + F_c \cdot \tan(\gamma)}{F_c - F_p \cdot \tan(\gamma)} \quad \text{Formel 2-15}$$

$$\mu_{eff,3} = \frac{F_t}{F_n} = \frac{F_c \cdot \sin(\gamma) + F_p \cdot \cos(\gamma)}{F_c \cdot \cos(\gamma) + F_p \cdot \sin(\gamma)} \quad \text{Formel 2-16}$$

Die Eignung des verwendeten Reibungsmodells ist gegeben, wenn für verschiedene Prozessparameter die berechneten analytischen effektiven Reibungskoeffizienten der Zerspanungssimulationen mit denen der Zerspanungsexperimente übereinstimmen.

### Schlussfolgerung 2-13

Die Modellierung der Reibung für Zerspanungsprozesse stellt eine große Herausforderung dar. Die Eignung der verwendeten Reibungsbeschreibung kann analytisch auf Basis der Schnitt- und Passivkräfte unter Berücksichtigung der Winkel am Schneidkeil festgestellt werden.

#### **2.4.1.3 Realisierung der Spanbildung**

Eine der zentralen Herausforderungen der Zerspanungssimulation mittels der FEM ist die Realisierung der Spanbildung in Form von Umformung beziehungsweise Materialtrennung vor der Schneide. Generell können in der FEM drei verschiedene Formulierungen unterschieden werden. Bei der Lagrange-Formulierung ist das FE-Netz fest mit dem Bauteil bzw. Werkstück verbunden, sodass sich das Netz bei der Zerspanung stark verzerrt, was entweder eine Auflösung des Netzzusammenhalts oder eine Neuvernetzung des Bauteils erfordert. Demgegenüber steht die Euler-Formulierung, bei der das FE-Netz ortsfest im Raum bleibt und kritische Stellen wie beispielsweise Orte hoher Spannungen effizient mit kleinen Elementen vernetzt werden können. Da bei dieser Formulierung das Werkstück quasi als Fluid betrachtet wird, ist sie für stationäre Probleme prädestiniert und für instationäre Vorgänge, wie sie bei der Segmentspanbildung auftreten, ungeeignet. Die dritte Formulierung ist eine Kombination der Lagrange- und der Euler-Formulierung „arbitrary lagrangian eulerian“ (ALE), bei der sich das Netz relativ zum Werkstück bewegen kann, der Zusammenhalt des Netzes aber bestehen bleibt, sodass Elementverzerrungen nur teilweise aufgelöst werden können.

Für die Beschreibung der Materialtrennung existieren unterschiedlich aufgebaute Ansätze. Die Trennung kann erfolgen, indem Elemente gelöscht oder deren Verbindung durch Knotenseparierung aufgelöst werden [Hua-96, Wes-01]. Hierzu werden teils Vereinfachungen getroffen, indem der Schädigungspfad bereits während des Modellaufbaus fest vordefiniert wird, sodass die Materialtrennung nur entlang dieses Pfads erfolgen kann [Obi-97, Zag-05]. Für beide Varianten wird ein Schädigungskriterium benötigt, mit dem während der FEM-Simulation ermittelt wird, ob die Elementlöschung bzw. Knotenseparierung erfolgt. Die ersten Ansätze der für Spanbildungssimulationen verwendeten Schädigungskriterien waren rein geometrisch basiert, indem beispielsweise der

maximal erlaubte Abstand der Knoten zur Schneidkante verwendet wurde [Hua-96]. Bei der physikalisch motivierten Trennung wird der Schädigungszustand in Abhängigkeit der Beanspruchungsgeschichte berechnet [Del-05, Mar-95, Web-07]. Obwohl bereits Bridgman feststellte, dass weder der Spannungs- noch der Deformationszustand isoliert voneinander betrachtet als Bruchkriterium verwendet werden können [Bri-52], wurden in einigen Arbeiten vereinfachte physikalische Kriterien wie eine maximal erlaubte Spannung [Zag-05] oder die Intensität der plastischen Deformation [Xie-05] verwendet. Damit verbunden sind teilweise vorauseilende Schädigungen, sodass Gerloff in seiner Arbeit eine Kombination aus einem physikalischen und einem geometrischen Kriterium für die dreidimensionale Simulation eines Drehprozesses verwendete [Ger-98]. Eines der bekanntesten Schädigungsmodelle, das mittlerweile eine weite Verbreitung erreicht hat, wurde von Johnson und Cook entwickelt und berücksichtigt die Spannungstriaxialität, die plastische Dehnrage und die Temperatur [Joh-85].

Untersuchungen von Clos zeigen ein Umfließen der Schneide durch das Material auch noch bei sehr hohen Schnittgeschwindigkeiten auf [Clo-05], was die dritte Methode zur Realisierung der Spanbildung in FEM-Simulationen motiviert. Durch ein regelmäßiges Neuvernetzen des diskretisierten Werkstücks kann das Umfließen der Schneidenkontur numerisch abgebildet werden ohne dass ein Schädigungskriterium zum Einsatz kommt. Die zusätzliche Verwendung eines Versagensmodells kann dann zur Beschreibung des Entfestigungsbereichs verwendet werden, wobei sich für Materialien mit stark entfestigendem Verhalten gezeigt hat, dass die Netzkonfiguration einen großen Einfluss auf das Simulationsergebnis nimmt [Hor-07, Öze-05].

#### Schlussfolgerung 2-14

Die Finite-Elemente-Methode ist ein seit vielen Jahren etabliertes Verfahren für die Simulation von Zerspanungsvorgängen. Um eine möglichst realistische Beschreibung der Zerspanung durchzuführen, kommt der verwendeten Methode zur Realisierung der Spanbildung eine wichtige Rolle zu.

### **2.4.2 Methoden der Werkzeugverschleißsimulation**

Um die Finite-Elemente-Methode für die Simulation des Werkzeugverschleißes bei der Zerspanung verwenden zu können, muss das Werkzeug im kontinuierlichen Kontakt mit dem Werkstück stehen. Dies ist bei einer Materialtrennung mittels Elementlöschung nicht realisierbar, da durch gelöschte Elemente der Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück kurzzeitig aufgelöst wird. Zusätzlich gehen durch die gelöschten Elemente wichtige Informationen

über die Materialzustände wie Spannungen und Temperaturen direkt vor der Werkzeugschneide verloren, was dazu führt, dass der Werkzeugverschleiß unterschätzt werden würde. Eine weitere Herausforderung bei der Simulation von Werkzeugverschleiß mittels FEM ist das Erreichen eines quasistationären Zustands, was bei der Spanbildungssimulation wegen der verhältnismäßig kurzen Realzeit, die abgebildet werden kann, häufig nicht erreicht wird.

Die ersten Ansätze einer Verschleißsimulation mittels FEM gehen auf Yen et al. zurück [Yen-02, Yen-04]. Sie stellten eine Vorgehensweise vor, die aus vier Phasen besteht (vgl. Abbildung 2.10). Für die Spanbildungssimulation in der ersten Phase verwendeten sie das von Klocke et al. für die kommerziell verfügbare Software Deform 2D entwickelte Modul „Konti-Cut“ [Klo-01b] zur Simulation kontinuierlicher Späne im zweidimensionalen orthogonalen Schnitt. Um innerhalb verkürzter Simulationszeiten einen quasistationären Temperaturzustand zu erhalten, schlossen sie in der zweiten Phase eine Simulation der Wärmeübertragung auf das Werkzeug an, indem sie die Wärmeströme aus der Spanbildungssimulation übertrugen. In der dritten Phase berechneten sie mit den Ergebnissen der beiden ersten Phasen und dem Verschleißmodell nach Usui die Verschleißrate für jeden Knoten der Werkzeugschneide. In der vierten Phase erfolgte die Aktualisierung der Werkzeuggeometrie, sodass mit der verschlissenen Schneide erneut bei Phase 1 mit einer Spanbildungssimulation begonnen werden konnte.

In ihren Analysen verwendeten sie normalisierten C45E als Werkstückwerkstoff und Hartmetall der Sorte K68 als Werkzeugwerkstoff. Für die Konstanten des Usui-Modells verwendeten Sie die von Usui et al. vorgeschlagenen [Usu-78], die von Maekawa et al. um weitere Konstanten für Temperaturen unterhalb von 1150 K erweitert wurden [Mae-89]. Da diese Konstanten ursprünglich für Hartmetallwerkzeuge der Sorte P20 berechnet wurden, kam es zu einer deutlichen Unterschätzung der simulierten Standzeitkurven im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen.

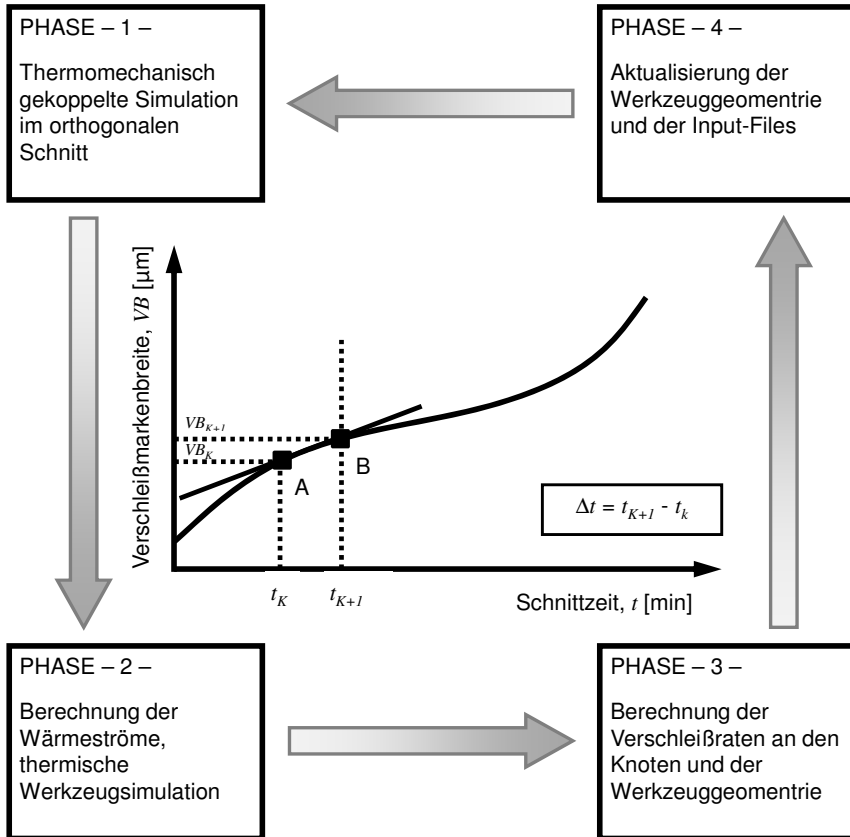


Abbildung 2.10: Vorgehensweise bei der Simulation des Werkzeugverschleißes mittels der Finite-Elemente-Methode, nach [Yen-02]

Söhner verwendete in seiner Arbeit dieselben Simulationsmodelle, bestimmte jedoch zunächst die Usui-Verschleißkonstanten für die verwendete Werkstoffpaarung, wodurch er bessere Ergebnisse im Hinblick auf die Vorhersagequalität erzielen konnte [Söh-03]. Xie et al. übertrugen die Vorgehensweise von Yen et al. für die FEM-Software ABAQUS [Xie-05]. Da es in ABAQUS außer der im vorigen Kapitel beschriebenen Methode ALE keine Möglichkeit zur kontinuierlichen Neuvernetzung gibt, wurde diese für die erste Phase anstelle von „Konti-Cut“ verwendet. Die simulierten Verschleißzustände wurden jedoch erneut sowohl für die Verschleißmarkenbreite als auch für den Kolk deutlich unterschätzt. Um die Vorhersagequalität zu erhöhen, superpositionierte Schmidt in seiner Arbeit die Verschleißmodelle nach Usui und



Takeyama und Murata [Sch-10]. Auch Lorentzon und Järsvsträt verwendeten in ihren Arbeiten den auf Yen et al. zurückgehenden Ansatz [Lor-06, Lor-08]. Zur Spanbildungssimulation von Inconel 718 im zweidimensionalen orthogonalen Schnitt verwendeten sie die in MSC.Marc zur Verfügung stehende kontinuierliche Neuvernetzung. Indem sie während der Spanbildungssimulation die spezifische Wärmekapazität des Werkzeugs erhöhten, erzielten sie eine Beschleunigung der Wärmeausbreitung im Werkzeug ohne dass die Prozesszone dadurch beeinflusst wurde. Dadurch erreichten sie bereits nach sehr kurzen Schnittzeiten einen quasistationären Temperaturzustand, sodass nach der Spanbildungssimulation die zweite Phase übersprungen und direkt die Verschleißraten an den Knoten des Werkzeugs berechnet werden konnten. Auch Filice et al. widmeten sich der Simulation von Werkzeugverschleiß bei der Zerspanung [Fil-07b]. Dazu verwendeten sie die Neuvernetzung von Deform 2D und berechneten den Verschleiß für das Werkstück/Werkzeug-Tribosystem C20/P25 mittels einer angepassten Variante des Verschleißmodells nach Takeyama und Murata. Sie verglichen einen temperaturabhängigen linearen Ansatz mit einem polynomiellen Ansatz dritter Ordnung, wobei sie mit letzterem die besseren Übereinstimmungen mit den experimentellen Ergebnissen erzielen konnten. Attanasio et al. betrachteten C45E als Werkstückwerkstoff und Hartmetall der Sorte P40 als Werkzeugwerkstoff [Att-08a, Att-08b, Att-8c]. Für die ausführlichen Untersuchungen führten sie dreidimensionale Simulationen mittels der Neuvernetzung in Deform 3D durch und verglichen die Verschleißmodelle nach Takeyama und Murata [Att-08a, Att-08b], Usui [Att-08c] sowie einer Kombination der beiden Modelle [Att-09a, Att-09b, Att-10]. Die besten Ergebnisse konnten sie wie Schmidt mit der Kombination der beiden Modelle erzielen, was sie mit der guten Abbildung sowohl von abrasivem als auch diffusivem Verschleiß begründeten. Klocke et al. betrachteten die Zerspanung von einsatzgehärtetem 16MnCr5 mittels cBN-Schneidplatten. Die zweidimensionale Vorgehensweise [Klo-06b] übertrugen sie in dreidimensionale Simulationen [Klo-09a, Klo-09b] und konnten unter Verwendung des Verschleißmodells nach Usui gute Ergebnisse erzielen [Fra-11].

### Schlussfolgerung 2-15

Auf dem Gebiet der Werkzeugverschleißsimulation hat es bereits einige Untersuchungen gegeben. Je nach Autor wurde eine Neuvernetzung oder ALE für die Spanbildungssimulation verwendet. Auch für die Modellierung des Verschleißes selbst kamen unterschiedliche Modelle zum Einsatz. Gemeinsam haben die bisherigen Untersuchungen, dass ausschließlich Materialien, die zu Fließspänen neigen, betrachtet wurden.

### 2.4.3 Simulation des Randschichtzustands

Da der Großteil der fertigungsbedingten Randschichtzustände aus den thermischen und mechanischen Vorgängen während der Zerspanung resultiert, ist die korrekte Simulation der Temperatur- und Spannungsentwicklungen während der Zerspanung die Grundvoraussetzung, um die resultierenden Randschichtzustände zuverlässig vorhersagen zu können. Den umfangreichen Arbeiten von Guo et al. [Guo-09], Ulutan und Özel [Ulu-11] sowie Jawahir et al. [Jaw-11] ist zu entnehmen, dass es auf dem Gebiet der Simulation von Randschichtzuständen mittels der Finite-Elemente-Methode für gängige Stahlwerkstoffe bereits sehr gute Kenntnisse und Ergebnisse gibt. Nur sehr wenige Arbeiten haben sich bisher mit höherfesten Materialien beschäftigt, die meist zu segmentierten Spänen führen. Dies zeigt sich auch in einem von der Internationalen Akademie für Produktionstechnik (CIRP) durchgeführten Benchmark zur Vorhersage zerspanungsbedingter Eigenspannungen für drei Stahlwerkstoffe, einer Nickellegierung und Ti-6Al-4V, an dem 18 Teilnehmer aus Europa, Amerika und Japan mitgewirkt haben [Jaw-11]. Die größten Abweichungen von den experimentell ermittelten Eigenspannungsverläufen zeigten sich bei der Nickellegierung, wobei die Ergebnisse der Titanlegierung noch deutlich schlechter waren als die der drei Stähle. Chen et al. verglichen Eigenspannungen aus Zerspanungssimulationen von Ti-6Al-4V mit experimentellen Ergebnissen [Che-04]. In den Simulationen verwendeten sie das Johnson-Cook-Materialmodell, wobei sich keine Segmentierung der Späne einstellte und die simulierten Eigenspannungen von den experimentell ermittelten deutlich abwichen. Durch die Kombination des Materialmodells mit dem Schädigungsmodell nach Johnson und Cook konnten sie die Segmentspäne simulieren und erreichten dadurch deutlich geringere Abweichungen zwischen den experimentellen und mittels Simulationen ermittelten Ergebnissen der Eigenspannungen.

#### Schlussfolgerung 2-16

Die Finite-Elemente-Methode ist grundsätzlich geeignet, um zerspanungsbedingte Randschichtzustände zu simulieren. Allerdings existieren auf dem Gebiet höherfester Materialien, bei denen eine Spanbildungssimulation erschwert ist, bisher kaum Erkenntnisse, sodass die Simulationsergebnisse teilweise starke Abweichungen zu den Ergebnissen der Experimente aufweisen.

## **3 Zielsetzung und Vorgehensweise**

### **3.1 Zielsetzung**

Bei der Zerspanung treten an den Werkzeugen thermische und mechanische Belastungen auf, die zu Verschleißerscheinungen führen (Schlussfolgerung 2-4), welche im Wesentlichen von der Schnittgeschwindigkeit und dem Vorschub abhängig sind (Schlussfolgerung 2-5). Dabei beeinflussen sowohl die Prozessparameter als auch die verschleißbedingte Änderung der Werkzeuggeometrie die Oberflächenzustände der bearbeiteten Werkstücke (Schlussfolgerung 2-7 bis Schlussfolgerung 2-10), was sich letztendlich auf die Bauteileigenschaften wie deren Lebensdauer auswirkt (Schlussfolgerung 2-11). Die bei der Zerspanung von Ti-6Al-4V entstehenden Segmentspäne (Schlussfolgerung 2-3) erschweren eine Prognose der resultierenden Bauteileigenschaften (Schlussfolgerung 2-16).

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Konzeption eines modular aufgebauten Simulationsmodells zur Abschätzung der Bauteilqualität verursacht durch die zerspanende Endbearbeitung unter Berücksichtigung des Werkzeugverschleißes bei der Segmentspanbildung von Ti-6Al-4V. Damit lässt sich neben den bereits etablierten Kenngrößen Zerspanungskraft, Zerspanungstemperatur und Spanform die Werkzeugverschleißentwicklung bei der spanenden Metallbearbeitung berechnen sowie eine Abschätzung der sich ergebenden Randschichtzustände bis hin zu den resultierenden Bauteileigenschaften durchführen.

### **3.2 Vorgehensweise**

Durch zerspanungstechnologische Untersuchungen im orthogonalen Schnitt (Schlussfolgerung 2-1) sollen zunächst experimentell das Verschleißverhalten von Hartmetallwerkzeugen der Sorte K10 und die sich ergebende Oberfläche von Ti-6Al-4V-Werkstücken für unterschiedliche Zerspanungsparameter ermittelt werden, um mit den gewonnenen Erkenntnissen eine analytische Beschreibung des Werkzeugverschleißes in Abhängigkeit physikalischer Zustandsgrößen zu entwickeln (Schlussfolgerung 2-6). Die analytische Beschreibung soll für ein Finite-Elemente-Modell zur Simulation von Werkzeugverschleiß (Schlussfolgerung 2-15) geeignet sein, das ebenfalls im Rahmen dieser Arbeit vorgestellt wird. Das Simulationsmodell muss dabei die verschleißbedingte Werkzeuggeometrie bei der Zerspanung von Werkstoffen, die Segmentspanverhalten aufweisen, präzise berechnen können. Hierzu wird zunächst ein geeignetes Spanbildungssimulationsmodell erstellt, mit dem die

unterschiedlichen Mechanismen der Spansegmentierung (Schlussfolgerung 2-2) berücksichtigt werden können. Hierbei wird ein besonderes Augenmerk auf die Werkstoffmodellierung (Schlussfolgerung 2-12), die Modellierung der Reibung (Schlussfolgerung 2-13), sowie auf die Realisierung der Spanbildung (Schlussfolgerung 2-14) gelegt. In einem nächsten Schritt wird ein weiteres Simulationsmodell entwickelt, welches es ermöglicht, die resultierenden Bauteilzustände der bearbeiteten Oberfläche simulativ abzubilden (Schlussfolgerung 2-16). Die modellierten Bauteilzustände werden anschließend im Hinblick auf die zu erwartende Bauteillebensdauer bewertet. Abschließend erfolgt eine Analyse idealer Prozess- und Werkzeugparameter.

## 4 Experimentelle Versuchsdurchführung

### 4.1 Materialeigenschaften

Für die Untersuchungen in dieser Arbeit wurde die Titanlegierung Ti-6Al-4V verwendet. Titan wird der Werkstoffgruppe der Metalle, beziehungsweise der Nichteisenmetalle zugeordnet. Diese werden wiederum in ihren praktischen Eigenschaften unterschieden, sodass Titan, aufgrund der geringen Dichte, auch als Leichtmetall bezeichnet wird. In unlegiertem Zustand besitzt Titan bei Raumtemperatur eine hexagonale Struktur, die auch  $\alpha$ -Phase genannt wird. Die Kristallstruktur, in der Titan im festen Zustand vorliegt, weist ein hexagonales Gitter dichtester Kugelpackung (hdP) auf (siehe Abbildung 4.1). Dadurch besitzt das Material im kalten Zustand eine hohe Festigkeit, ist aber relativ spröde und nur bedingt verformbar. Auf die hexagonal dichteste Kugelpackung ist auch die schwierige Zerspannung von Titan zurückzuführen.

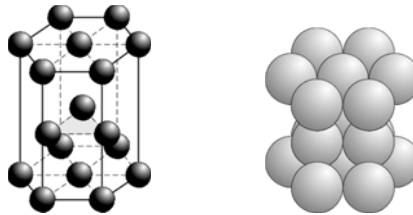


Abbildung 4.1: Hexagonale Elementarzelle dichtester Kugelpackung (hdP) [Bar-08]

Ab einer Temperatur von  $T_{\beta,transus} = 882 \text{ °C}$  liegt Titan im kubisch-raumzentrierten Gitter (krz, siehe Abbildung 4.2) vor. Diese sogenannte  $\beta$ -Phase ist weicher und duktiler als die  $\alpha$ -Phase. Durch bestimmte Legierungszusätze kann die  $\beta$ -Transus-Temperatur nach oben oder unten verschoben werden [Bar-08].

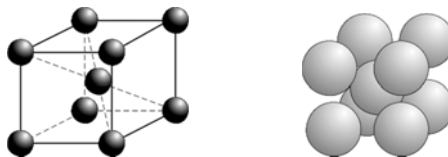


Abbildung 4.2: Kubisch-raumzentrierte Elementarzelle (krz) [Bar-08]

Wie alle Elemente der 4. Nebengruppe besitzt Titan eine hohe Schmelz- (1670 °C) und Siedetemperatur (3262 °C). Einige wesentliche physikalische Materialeigenschaften von reinem Titan sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst.

*Tabelle 4.1: Physikalische Materialeigenschaften von reinem Titan [CES-11]*

Physikalische Eigenschaft	Einheit	Titan
Dichte $\rho$	[g·cm <sup>-3</sup> ]	4,5
Elastizitätsmodul $E$	[GPa]	110
Zugfestigkeit $R_m$	[MPa]	235
Schmelztemperatur $T_m$	[°C]	1670
$\beta$ -Transus-Temperatur $T_{\beta,transus}$	[°C]	882

Durch Legierungselemente können die Eigenschaften von Titan an unterschiedliche Anforderungen angepasst werden, da diese hexagonale, kubisch-raumzentrierte oder auch mehrphasige Gitterstrukturen begünstigen. Aluminium (Al), Stickstoff (N) und Zinn (Sn) sind typische  $\alpha$ -stabilisierende Legierungselemente, da sie die  $\beta$ -Transus-Temperatur erhöhen und damit das hexagonale Phasengebiet erweitern. Vanadium (V), Chrom (Cr) und Eisen (Fe) dagegen begünstigen die kubisch-raumzentrierte Struktur und wirken damit  $\beta$ -stabilisierend.

Die Titanlegierung Ti-6Al-4V liegt bei Raumtemperatur zweiphasig vor und kombiniert die Vorteile reiner  $\alpha$ -Legierungen mit denen reiner  $\beta$ -Legierungen. So wird eine geringe Dichte bei gleichzeitig hoher Festigkeit erreicht, wodurch die spezifische Festigkeit (Zugfestigkeit bezogen auf die Dichte) die höchste aller metallischen Konstruktionswerkstoffe ist und nur bei hohen Temperaturen von Superlegierungen übertroffen wird [Ils-05]. Die Übergangstemperatur liegt mit  $T_{\beta,transus} = 995$  °C deutlich über der von reinem Titan.

Die im Rahmen dieser Arbeit verwendete Legierung wurde entsprechend der in der Luftfahrt üblichen Spezifikation WL 3.7164 (DIN 65174) warmgewalzt, auf Maß zerspannt, gebeizt, gegläht (730 °C, 2 h, Luftkühlung) und abschließend geschliffen (Datenblatt siehe Anhang A). Zur Visualisierung des Gefüges wurde eine Probe endpoliert und 20 s mit Kroll geätzt. In Abbildung 4.3 ist das für Ti-6Al-4V typische Gefüge mit globularen und lamellaren Anteilen zu sehen. Gängige physikalische Materialeigenschaften von Ti-6Al-4V sind in Abbildung 4.3 denen des unlegierten Stahls C45E gegenübergestellt.

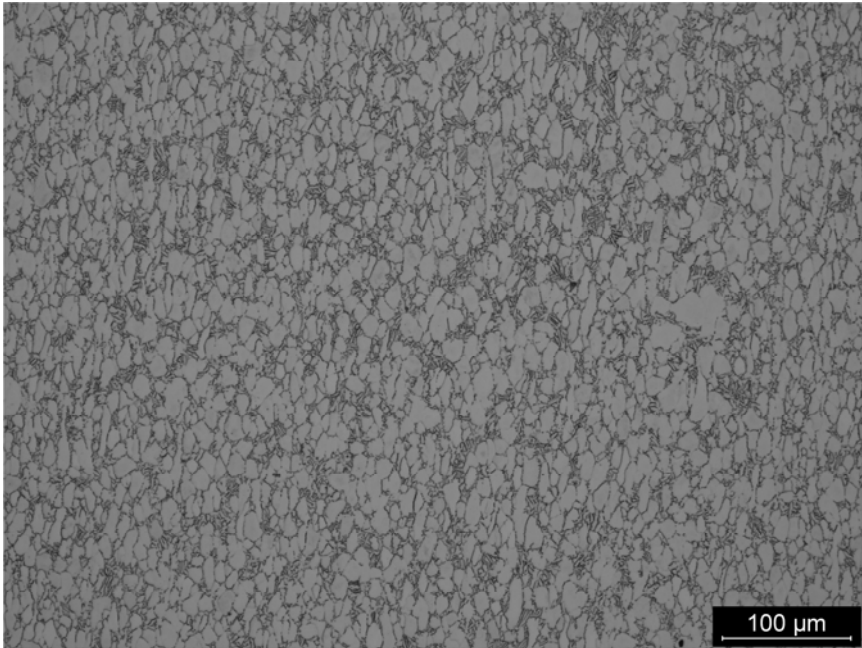


Abbildung 4.3: Gefügeschliff der verwendeten Titanlegierung Ti-6Al-4V

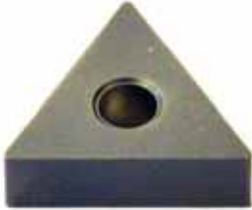
Tabelle 4.2: Physikalische Materialeigenschaften von Ti-6Al-4V und C45E [CES-11]

Physikalische Eigenschaft	Einheit	Ti-6Al-4V	C45E
Dichte $\rho$	$[\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}]$	4,43	7,85
Elastizitätsmodul $E$	[GPa]	115	210
Poisson-Zahl $\nu$	[-]	0,31	0,29
Zugfestigkeit $R_m$	[MPa]	1200	575
Streckgrenze $R_{es}$	[MPa]	910	375
spezifische Festigkeit $R_{spez}$	$[\text{Nm}\cdot\text{g}^{-1}]$	270,88	73,25
Schmelztemperatur $T_m$	[°C]	1660	1480
Thermischer Ausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	$[\text{K}^{-1}]$	8,8	11,25
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$	$[\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}]$	7,2	45

## 4.2 Zerspanungstechnologische Untersuchungen

Für die zerspanungstechnologischen Untersuchungen wurden zwei verschiedene Versuchsmaschinen eingesetzt, wobei stets Wendeschneidplatten der Anwendungsgruppe K10 verwendet wurden. Diese bestehen aus 94% Wolframcarbid und 6% Kobalt. Die wesentlichen Geometrieparameter sind in der Tabelle 4.3 zusammengefasst.

*Tabelle 4.3: Geometrieparameter der verwendeten Wendeschneidplatten*

Anzahl der Schneiden	6	
Innenkreisdurchmesser	9,525 mm	
Plattendicke	4,76 mm	
Schneideckenradius	0,4 mm	
Schneidkantenlänge	16,5 mm	
Innenwinkel des Dreiecks	60°	


Vor der Verwendung der Wendeschneidplatten wurden die Radien der Schneidkanten mit einem Perthometer vermessen, sodass nur Wendeschneidplatten zum Einsatz kamen, deren Schneidkantenradius im Bereich zwischen  $r_\beta = 27,5 \mu\text{m}$  und  $32,5 \mu\text{m}$  lag. Dadurch wurde der Einfluss der Schneidkantenverrundung sowohl auf die Spanform als auch auf die Prozesskräfte, das Verschleißverhalten und die resultierenden Oberflächenzustände ausgeschlossen.

Die Analysen der Spanbildung sowie des Werkzeugverschleißes wurden auf einer vertikalen CNC-Drehmaschine vom Typ Index V100 durchgeführt. Diese verfügt über eine Stabkinematik mit drei Freiheitsgraden, wodurch sich die Motorspindel frei im Raum bewegen lässt. Das Werkstück bewegt sich mit der Spindel während das Werkzeug fest eingespannt ist. Die Maschine ist durch die in Tabelle 4.4 zusammengestellten Leistungsdaten gekennzeichnet. An den zylindrischen Versuchswerkstücken mit einem Anfangsdurchmesser von 70 mm wurden vorbereitend mittels einer Einstechplatte Stege gedreht, die 4,0 mm breit und 2,2 mm von ihren Nachbarn entfernt waren, sodass mit der daraus resultierenden Versuchsanordnung ein orthogonaler Zerspanungsprozess realisiert werden konnte (siehe Abbildung 4.4). Die Tiefe der Stege wurde an den Schnittweg des jeweiligen Versuchs angepasst, und lag im Mittel aller Versuche bei 1,4 mm, wobei sie mindestens 0,2 mm und höchstens 4,0 mm tief waren. Die



Versuchswerkstücke wurden jeweils bis zu einem Mindestdurchmesser von 30 mm verwendet, da aufgrund des geringen E-Moduls der verwendeten Titanlegierung die Steifigkeit bei dünneren Versuchsproben zu gering war und dadurch die Versuchsergebnisse beeinflusst wurden. Die Messung der Prozesskräfte erfolgte mittels einer Kistler Kraftmessplattform des Typs 9257B.

*Tabelle 4.4: Leistungsdaten Index V100*

Drehzahl max.	10000 min <sup>-1</sup>	
Leistung (100 % ED)	10,5 kW	
Drehmoment (100 % ED)	50 Nm	
Futter-Ø max.	130 mm	
Arbeitsraum X / Y / Z	280 x 280 x 145 mm <sup>3</sup>	
Abmessungen L x B x H	1700 x 3000 x 2400 mm <sup>3</sup>	


Zusätzlich zu den Messungen der Prozesskräfte erfolgte für ausgewählte Prozessparameter eine Temperaturmessung mittels eines Zweifarben-Verhältnisstrahl-Pyrometers FIRE-2, welches an der RWTH Aachen am Lehrstuhl für Wärme- und Stoffübertragung entwickelt wurde [Mül-01]. Damit lassen sich Temperaturen von Oberflächen, die einen niedrigen Emissionsgrad haben, berührungslos mit einer sehr hohen zeitlichen Auflösung messen. Zudem wird über die Einkopplung der Infrarotstrahlung mit einer Glasfaser in das Pyrometer die Möglichkeit der Messung an schwer zugänglichen Orten gewährleistet. Die Absoluttemperatur wird aus dem Verhältnis zweier Strahlungsintensitäten verschiedener Wellenlängen bestimmt, wodurch der Emissionsgrad der Oberfläche zuvor nicht bekannt sein muss. Um die Temperatur möglichst genau an der Spanantstehungsstelle zu messen, wurde eine Anordnung nach Abbildung 4.4 verwendet. In die Wendeschneidplatte wurde dazu in einem Abstand von etwa 125 µm von der Schneidkante eine Bohrung mit einem Durchmesser von 40 µm erodiert.



Abbildung 4.4 Versuchsaufbau auf der CNC-Drehmaschine inklusive Kraft- und Temperaturmessung

Die Versuche wurden in regelmäßigen Abständen unterbrochen, sodass der aktuelle Verschleißzustand der Wendeschneidplatte an der Schneidkante, der Spanfläche und der Freifläche unter einem Lichtmikroskop der Firma Carl Zeiss vom Typ Stemi SV 11 (Eigenschaften siehe Tabelle 4.5) aufgenommen und vermessen werden konnte. Des Weiteren wurden die Späne während der Unterbrechung für eine spätere Charakterisierung gesammelt.

Tabelle 4.5: Eigenschaften des Lichtmikroskops Carl Zeiss – Stemi SV 11


Zoombereich	0,6 x ... 6,6 x	
numerische Apertur	0,085	
Vergrößerungsbereich	6 x ... 66 x (Grundausrüstung) 1,8 x ... 412,5 x (Wechseloptik)	
Spektrale Empfindlichkeit	300 bis 1000 nm	

Die kurzen Eingriffszeiten zwischen zwei Unterbrechungen können zu einer veränderten Wärmeausbreitung und damit geringeren Werkzeugbelastung führen. Um dies zu untersuchen, wurden pro Versuchsreihe Dauerversuche

durchgeführt, deren Schnittweg etwas kürzer gewählt wurde, als er in den unterbrochenen Untersuchungen insgesamt zurückgelegt wurde. Am Ende des Versuches wurden die Kräfte und der Verschleiß gemessen, um diese mit den Kräften und dem Verschleiß der normalen Versuchsreihen zu vergleichen. Dabei konnte festgestellt werden, dass sich die Ergebnisse der unterbrochenen Versuche von den Ergebnissen der Dauerversuche nur innerhalb einer üblichen Streubreite unterscheiden. Die maximale Abweichung der Verschleißmarkenbreite lag bei 6,7% und die der resultierenden Schnittkräfte bei 11,3%, sodass die regelmäßigen Unterbrechungen zu keiner signifikanten Beeinflussung der Versuchsergebnisse führten.


Für eine Charakterisierung der resultierenden Oberflächenzustände sind die Proben nach dem Orthogonalrehen nicht geeignet, da am Ende jedes Versuchs das Werkzeug und das Werkstück translatorisch auseinanderbewegt werden müssen. Dadurch nimmt die Spannungsdicke kontinuierlich ab, sodass gerade bei der letzten Umdrehung keine konstanten Schnittbedingungen mehr vorliegen. Deshalb können damit keine zulässigen Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern und den Oberflächenzuständen getroffen werden, sodass ein zusätzlicher Versuchsstand auf einer vertikalen Harträumzelle der Firma Karl-Klink mit direktem elektrischen Linearantrieb eingerichtet wurde (Leistungsdaten siehe Tabelle 4.6). Mittels einer angepassten Vorrichtung wurde ein Drehmeißel aufgespannt, wodurch die Wendeschneidplatten der Drehversuche verwendet werden konnten. Die Versuchswerkstücke waren quaderförmig ( $150 \times 15 \times 4 \text{ mm}^3$ ), sodass insgesamt dieselben Eingriffsbedingungen wie auf der Drehmaschine erreicht wurden. Um eine überhöhte Stoßbelastung an den Wendeschneidplatten zu vermeiden, wurden die Werkstücke an der Eintrittseite unter einem Winkel von  $\sim 0,5^\circ$  gefast. Dadurch entstand bei Eintritt eine kontinuierlich langsam ansteigende Spannungsdicke.

*Tabelle 4.6: Leistungsdaten KKN Harträumzelle*

Antrieb	elektrischer Linearantrieb	
Leistung	3,6 kW	
max. Kraft	11,7 kN	
Beschleunigung	$4 \cdot g = 39,24 \text{ m} \cdot \text{s}^{-2}$	
max. Geschwindigkeit	$170 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$	
Arbeitshub	650 mm	

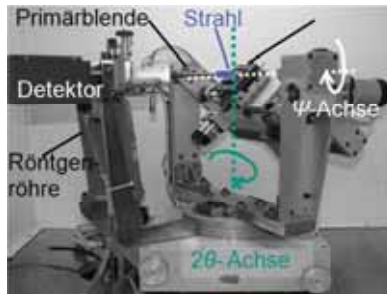
Zur Charakterisierung der resultierenden Oberflächenzustände wurde das Oberflächenprofil der Versuchswerkstücke an je drei Positionen mit einem Perthometer der Firma Mahr in Schnittrichtung gemessen und die Rauheiten bestimmt. Die Messeigenschaften des Perthometers können der Tabelle 4.7 entnommen werden.

*Tabelle 4.7: Messeigenschaften Mahr Perthometer Concept Rauheit*

Messbereich	$\pm 25, \pm 250, \pm 2500 \mu\text{m}$	
Profilauflösung	Vertikal 60000 Schritte je Messbereich Horizontal bis zu 1600 Punkte	
Taststrecken	0,56 bis 56 mm	

Als weitere Charakterisierung der Oberflächenzustände wurden die Eigenspannungen an der Oberfläche parallel und orthogonal zur Schnittrichtung röntgenographisch unter Anwendung des  $\sin^2\psi$ -Verfahrens ermittelt. Hierzu wurde ein  $\psi$ -Diffraktometer „Karlsruher“-Bauart verwendet (vgl. Abbildung 4.5). Die Eigenspannungstiefenverläufe wurden durch sukzessiven elektrochemischen Abtrag der Oberflächenschichten mittels eines Polier-Geräts vom Typ Lectropol (Fa. Struers) und erneuter Anwendung der röntgenographischen Eigenspannungsanalyse an den neu freigelegten Oberflächen ermöglicht.

Die Eigenspannungsanalysen am Werkstoff Ti-6Al-4V erfolgten an den {213}-Gitterebenen der  $\alpha$ -Phase mittels Ni-gefilterter  $\text{CuK}\alpha$ -Strahlung. Bei allen Messungen kam primärseitig eine Doppelochblendele mit einer nominellen Öffnung von  $\varnothing 1 \text{ mm}$  und sekundärseitig eine 4 mm Schlitzblende zum Einsatz.



*Abbildung 4.5:  $\psi$ -Diffraktometer*

Die Auswertung der Spannungsanalysen erfolgte unter der Annahme isotropen Materialverhaltens mit den röntgenographischen Werten  $E_{[213]} = 113$  GPa für den Elastizitätsmodul und  $\nu_{[213]} = 0,32$  für die Querkontraktionszahl für  $\alpha$ -Titan. Das Anpassen der Röntgeninterferenzlinien erfolgte unter Verwendung einer Doppel-Peak Pearson VII – Funktion unter Berücksichtigung des  $K\alpha$ -Doublets zur Separierung des  $K\beta$ -Anteils. Vor der Peak-Anpassung wurden die Messdaten um den Untergrund korrigiert. Die verwendeten Mess- und Auswerteparameter für die röntgenographischen Eigenspannungsanalysen sind in Tabelle 4.8 zusammengefasst.

*Tabelle 4.8: Mess- und Auswerteparameter für die röntgenographischen Eigenspannungsanalysen*

Strahlung	CuK $\alpha$ (Ni-gefiltert)
Beschleunigungsspannung	40 kV
Anodenstrom	32 mA
Primärstrahlblende	Doppellochblende, $\varnothing$ 1 mm
Sekundärblende	Schlitzblende, 4 mm
$\psi$ -Messbereich	$-60^\circ \leq \psi \leq 60^\circ$ 13 Kippwinkel $\psi$ äquidistant verteilt in $\sin^2 \psi$
Peak-Auswertung	Doppelpeak-Fit mittels Pearson VII-Funktion
Röntgenographische Elastizitätskonstante	$E_{[213]} = 113$ GPa; $\nu_{[213]} = 0,32$
Schwächungskoeffizient ( $\alpha$ -Ti)	$927,5 \text{ cm}^{-1}$
mittlere Informationstiefe ( $\sin^2 \psi = 0,3$ )	$4,2 \text{ }\mu\text{m}$



## 5 Experimentelle Analysen

Mit den experimentellen Analysen werden verschiedene Ziele verfolgt. Zum einen dient ein Teil der Experimente der Charakterisierung prozessrelevanter Mechanismen und damit als Referenz und Eingangsparameter für die Simulationsmodelle. Zum anderen werden weitere Ergebnisse für die Validierung der Simulationsmodelle benötigt. Sämtliche experimentellen Untersuchungen wurden mit der in Tabelle 5.1 zusammengefassten Werkzeuggeometrie sowie innerhalb der dort aufgelisteten Prozessparameterbereiche durchgeführt.

*Tabelle 5.1: Verwendete Werkzeuggeometrie und Prozessparameterbereiche der experimentellen Untersuchungen*

Parameter	Einheit	Wertebereich
Freiwinkel $\alpha$	[°]	7
Keilwinkel $\beta$	[°]	90
Spanwinkel $\gamma$	[°]	-7
Schneidkantenverrundung $r_\beta$	[ $\mu\text{m}$ ]	30
Schnittgeschwindigkeit $v_c$	[ $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ ]	0,1 - 300
Spannungsdicke $h$	[ $\mu\text{m}$ ]	20 - 300

### 5.1 Spanbildung

Der Großteil der Spanbildungsuntersuchungen wurde mit Spannungsdicken im Bereich von  $h = 20 \mu\text{m}$  bis  $h = 100 \mu\text{m}$  und Schnittgeschwindigkeiten zwischen  $v_c = 0,1 \text{ m/min}$  und  $v_c = 100 \text{ m/min}$  durchgeführt. Um das Spanbildungsverhalten auch bei höheren Schnittgeschwindigkeiten analysieren zu können, wurde das Parameterfeld bei der Spannungsdicke von  $h = 100 \mu\text{m}$  um die für die Zerspanung von Ti-6Al-4V sehr hohen Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 200 \text{ m/min}$  und  $v_c = 300 \text{ m/min}$  erweitert.

#### 5.1.1 Zerspanungskräfte

In den folgenden drei Abbildungen sind die spezifischen Schnittkräfte (Abbildung 5.1), spezifischen Passivkräfte (Abbildung 5.2) und die spezifischen resultierenden Kräfte (Abbildung 5.3) für sämtliche untersuchten Spannungsdicken über der Schnittgeschwindigkeit dargestellt. Zunächst fällt auf,

dass die Kräfte für sämtliche Spannungsdicken im unteren Schnittgeschwindigkeitsbereich unterhalb von  $v_c = 20$  m/min mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit deutlich abfallen und dann einen nahezu konstanten Wert annehmen. Des Weiteren steigen die spezifischen Kräfte mit kleiner werdenden Spannungsdicken, was besonders deutlich an den spezifischen Passivkräften zu erkennen ist. Der überdurchschnittlich große Anstieg der spezifischen Passivkräfte bei einer Verminderung der Spannungsdicke von  $h = 40 \mu\text{m}$  auf  $h = 20 \mu\text{m}$  ist auf das Unterschreiten der Schneidkantenverrundung  $r_\beta = 30 \mu\text{m}$  zurückzuführen, da sich dadurch der effektive Spanwinkel weiter in den negativen Bereich verschiebt.

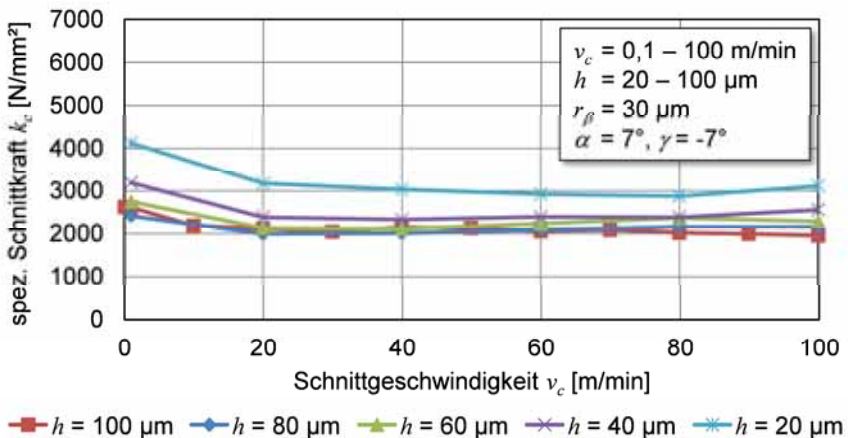


Abbildung 5.1: Spezifische Schnittkräfte bei Spannungsdicken von  $h = 20 \mu\text{m}$  bis  $100 \mu\text{m}$  und Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 0,1$  m/min bis  $100$  m/min



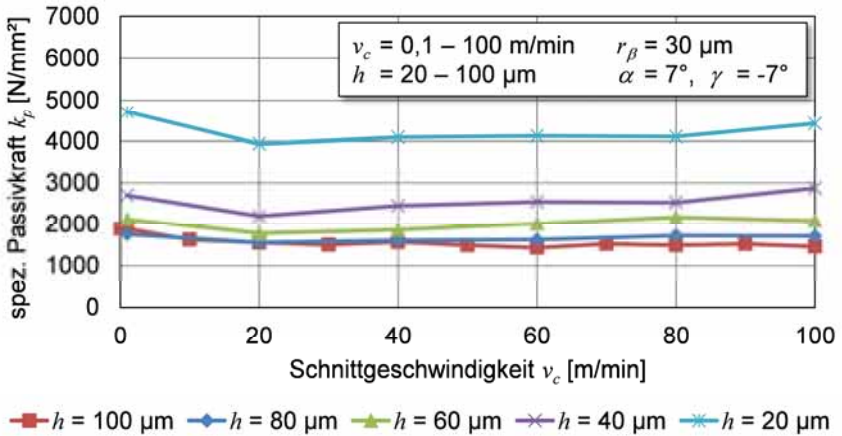


Abbildung 5.2: Spezifische Passivkräfte bei Spanungsdicken von  $h = 20 \mu\text{m}$  bis  $100 \mu\text{m}$  und Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 0,1 \text{ m/min}$  bis  $100 \text{ m/min}$

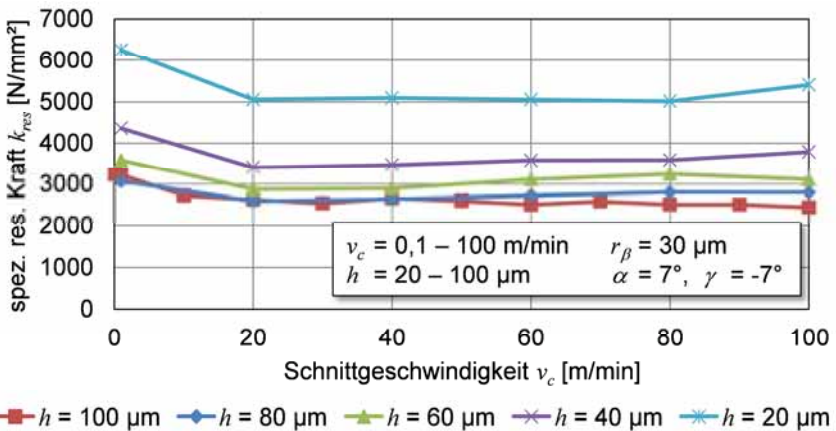


Abbildung 5.3: Spezifische resultierende Kräfte, Spanungsdicke  $h = 20 \mu\text{m}$  bis  $100 \mu\text{m}$  und Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 0,1 \text{ m/min}$  bis  $100 \text{ m/min}$

Um herauszufinden, ob sich die Kräfte bei einer weiteren Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit ändern, oder ob sie sich asymptotisch einem unteren Grenzwert nähern, wurden weitere Versuche mit einer Spanungsdicke von  $h = 100 \mu\text{m}$  und Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 200 \text{ m/min}$  und  $v_c = 300 \text{ m/min}$  durchgeführt. Bei den in Abbildung 5.4 dargestellten Ergebnissen ist zu

erkennen, dass sich die spezifischen Schnitt-, Passiv- und resultierenden Kräfte durch die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit kaum noch verändern.

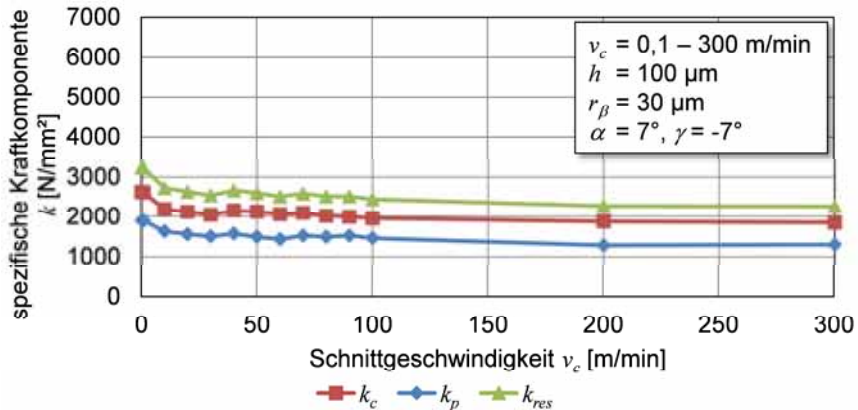


Abbildung 5.4: Spezifische Kräfte bei einer Spanungsdicke von  $h = 100 \mu\text{m}$  und Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 0,1 \text{ m/min}$  bis  $300 \text{ m/min}$

Für die Spanungsdicken  $h = 50 \mu\text{m}$ ,  $h = 100 \mu\text{m}$  und  $h = 150 \mu\text{m}$  wurde in Kombination mit den Schnittgeschwindigkeiten  $v_c = 50 \text{ m/min}$ ,  $v_c = 85 \text{ m/min}$  und  $v_c = 120 \text{ m/min}$  der Einfluss des Werkzeugverschleißes auf die spezifischen Kräfte untersucht. Bei der geringsten Spanungsdicke ist für jegliche Schnittgeschwindigkeiten ein Anstieg der spezifischen Kräfte mit zunehmendem Freiflächenverschleiß zu verzeichnen (vgl. Abbildung 5.5, oben). Bei der größten Spanungsdicke verhalten sich die spezifischen Kräfte dagegen nahezu konstant (Abbildung 5.5, unten). Dieser Unterschied ist auf den relativen Einfluss der verschlissenen Schneide zurückzuführen. Bei einer geringen Spanungsdicke reicht bereits eine geringfügige Veränderung der Schneidengeometrie für eine sichtbare Beeinflussung der Kräfte aus. Die Änderung der Schneidengeometrie muss demgegenüber bei größeren Spanungsdicken wesentlich deutlicher ausfallen, bis ein Einfluss auf die Prozesskräfte erkennbar wird.

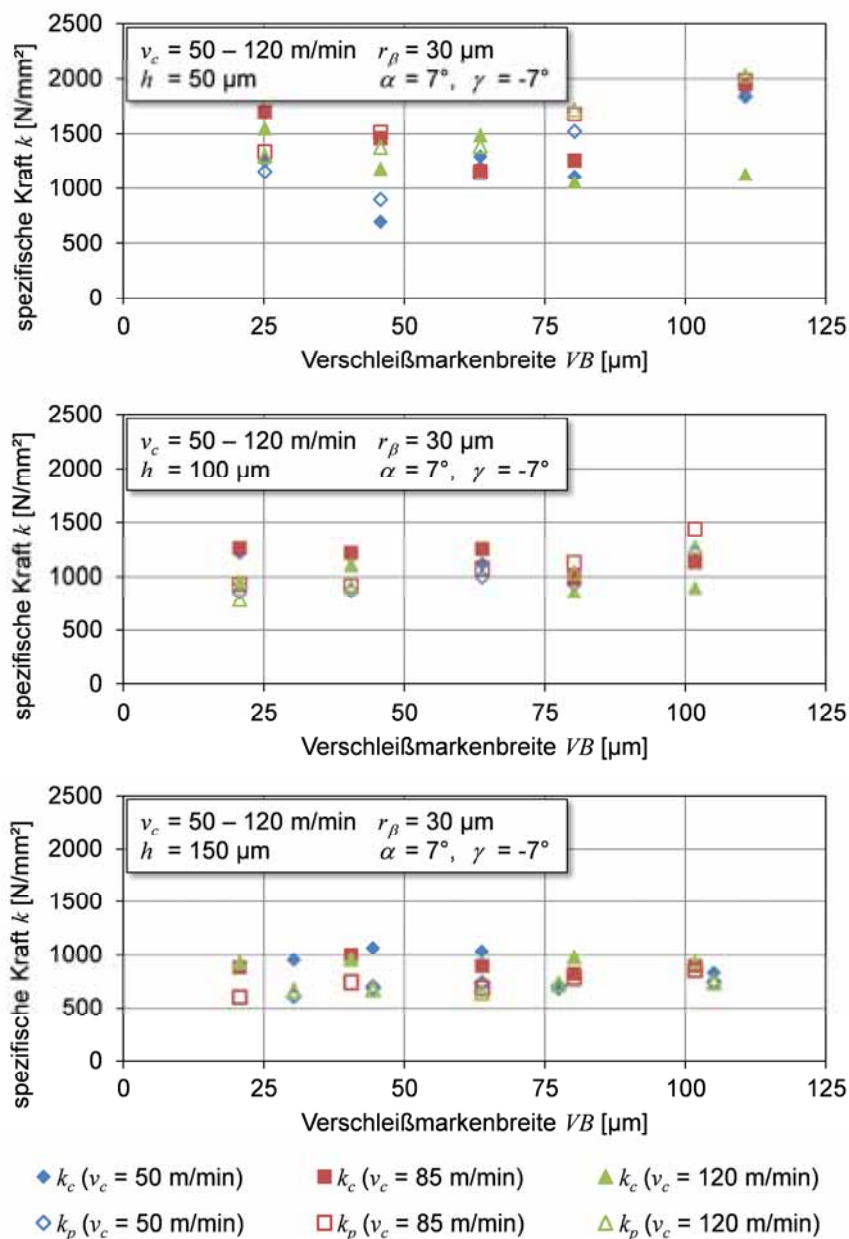


Abbildung 5.5: Spezifische Kräfte in Abhängigkeit des Werkzeugverschleißes

### 5.1.2 Zerspanungstemperaturen

Die Zerspanungstemperaturmessungen an der Spanunterseite erfolgten bei den Versuchen mit höheren Schnittgeschwindigkeiten ( $v_c = 100$  m/min bis 300 m/min) und größeren Spanungsdicken ( $h = 100$   $\mu\text{m}$  bis 300  $\mu\text{m}$ ). Diese Prozessparameter wurden analog zu den Werkzeugverschleißanalysen gewählt, um den Temperatureinfluss mit berücksichtigen zu können. In Abbildung 5.6 sind die Ergebnisse aufgezeigt. Die gemessenen Temperaturen liegen auf einem insgesamt recht hohen Niveau und steigen erwartungsgemäß mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit und größeren Spanungsdicken an.

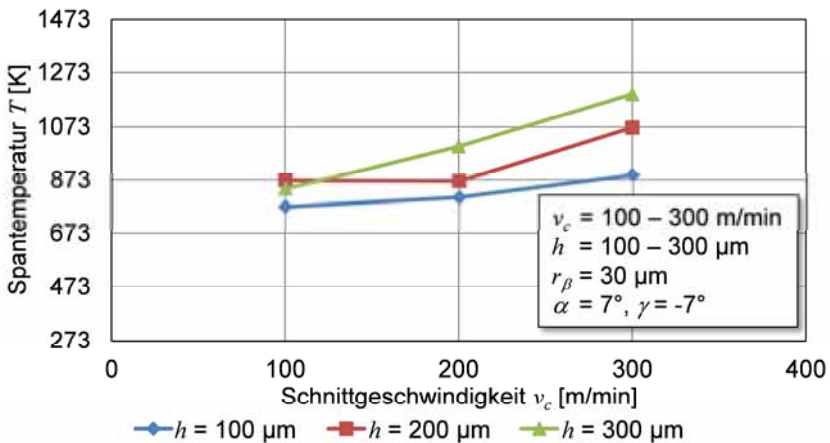


Abbildung 5.6: Temperatur der Spanunterseite bei Spanungsdicken im Bereich von  $h = 100$   $\mu\text{m}$  bis 300  $\mu\text{m}$  und Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 100$  m/min bis 300 m/min

### 5.1.3 Spanformen

Für die Versuche mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 200$  m/min oder einer Spanungsdicke von  $h = 200$   $\mu\text{m}$  wurden Schlitze der aufgefangenen Späne angefertigt, die zuvor geätzt wurden, sodass die Gefügestruktur unter dem Lichtmikroskop erkennbar ist. Repräsentativ sind hier die Schliffbilder für die Kombinationen  $v_c = 200$  m/min,  $h = 100$   $\mu\text{m}$  und  $v_c = 200$  m/min,  $h = 200$   $\mu\text{m}$  in Abbildung 5.7 gezeigt.

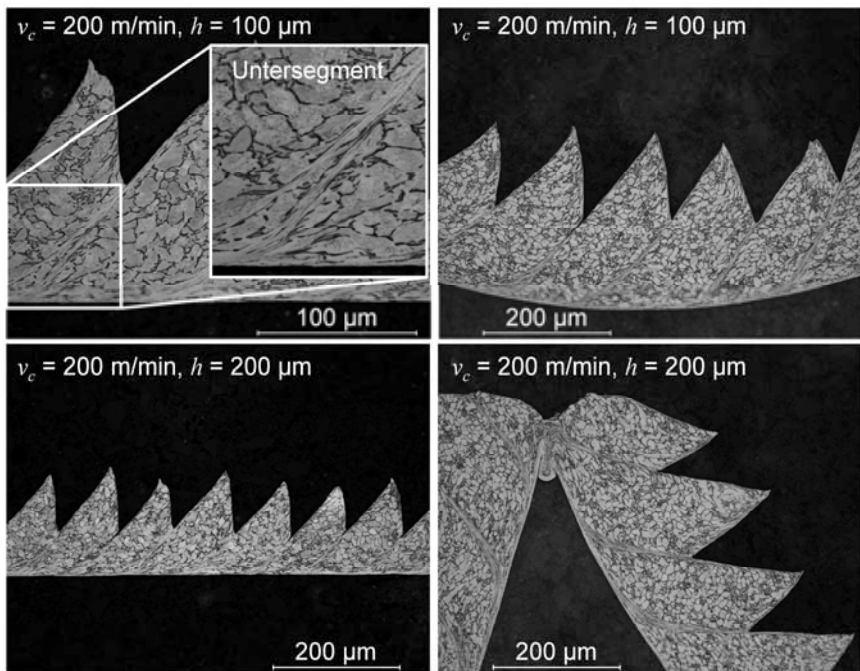


Abbildung 5.7 Schliffbilder geätzter Späne bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 200 \text{ m/min}$  und Spanungsdicken von  $h = 100 \text{ µm}$  (oben) und  $h = 200 \text{ µm}$  (unten)

Auf allen Bildern ist eine sehr regelmäßige Segmentierung der Späne zu erkennen. Die Scherbänder sind, von der Spanoberseite aus gesehen, zunächst gerade und nehmen dann eine gekrümmte Form an, was mit der Segmentspanbildungstheorie nach Shaw [Sha-05] im Einklang steht, die von einer rissinitiierten Segmentierung ausgeht. Des Weiteren entspricht ein kleines Untersegment, welches links oben in Abbildung 5.7 am linken Scherband hervorgehoben ist, dem Segmentspanbildungsmodell nach Hou und Komanduri [Hou-97], das von einer rein adiabatischen Scherbandbildung ausgeht. Dies spricht dafür, dass die Spansegmentierung auf zwei unterschiedliche Mechanismen zurückgeführt werden kann (vgl. Schlussfolgerung 2-2).

Bei der Spanungsdicke  $h = 200 \text{ µm}$  ist das Scherband deutlich länger und der Span dicker. Zudem ist ein Bruch erkennbar, der zwar an der Kerbe zwischen zwei Segmenten initiiert wurde, sich jedoch nicht entlang des Scherbands ausgebreitet hat. Das deutet darauf hin, dass der Riss durch eine zusätzliche

mechanische Belastung, die beispielsweise durch das Auftreffen des Spans an der Werkstückoberfläche verursacht werden kann, entstanden ist. Im Segmentinneren ist das ursprüngliche Gefüge zu erkennen (vgl. Abbildung 4.3), das innerhalb der Scherbänder stark deformiert ist, sodass dort keinerlei ursprüngliche Kornstruktur mehr erkannt werden kann. Die Struktur der sehr dünnen Scherbänder lässt im Vergleich mit deren Umgebung den Schluss zu, dass sich der größte Teil der Spandeformation auf die Scherbänder beschränkt.

Die Späne der weiteren Versuche wurden mikroskopiert und die charakteristischen Größen minimale Spandicke  $h_{c,min}$  (Abbildung 5.8) und maximale Spandicke  $h_{c,max}$  (Abbildung 5.9) sowie der Abstand zwischen zwei Segmenten  $d(h_c)$  (Abbildung 5.10) vermessen. Die Schnittgeschwindigkeit und die Spanungsdicke haben auf die Spandicke einen ähnlichen Einfluss, wie er bereits an den Kräften gesehen werden konnte. Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit sinken die Spandicken bei sehr kleinen Schnittgeschwindigkeiten zunächst deutlich ab und nähern sich dann asymptotisch einem Grenzwert an, der für große Spanungsdicken höher liegt als für kleine. Diese Charakteristik ist bei den minimalen Spandicken weniger deutlich ausgeprägt als bei den maximalen Spandicken. Zudem liegen die jeweiligen Grenzwerte bei den minimalen Spandicken wesentlich näher beieinander, als dies bei den maximalen Spandicken der Fall ist. Der Abstand zweier Segmente wird von den Schnittgeschwindigkeiten kaum beeinflusst, steigt jedoch mit zunehmender Spanungsdicke sichtbar an (Abbildung 5.10).

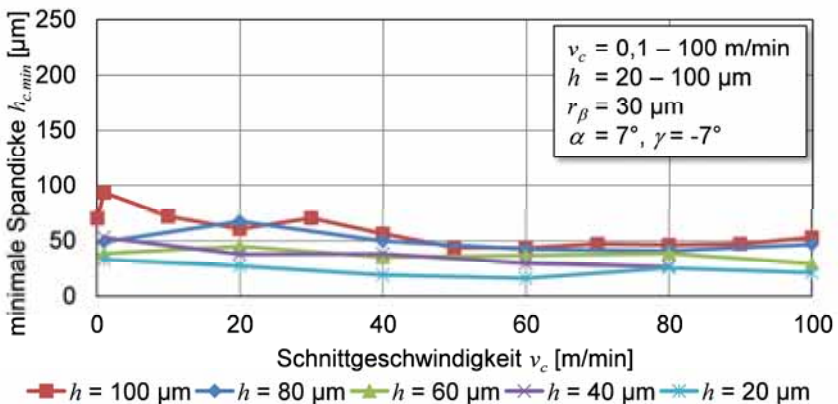


Abbildung 5.8: Minimale Spandicke  $h_{c,min}$  bei Spanungsdicken  $h$  im Bereich von  $20 \mu\text{m}$  bis  $100 \mu\text{m}$  und Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$  von  $0,1 \text{ m/min}$  bis  $100 \text{ m/min}$

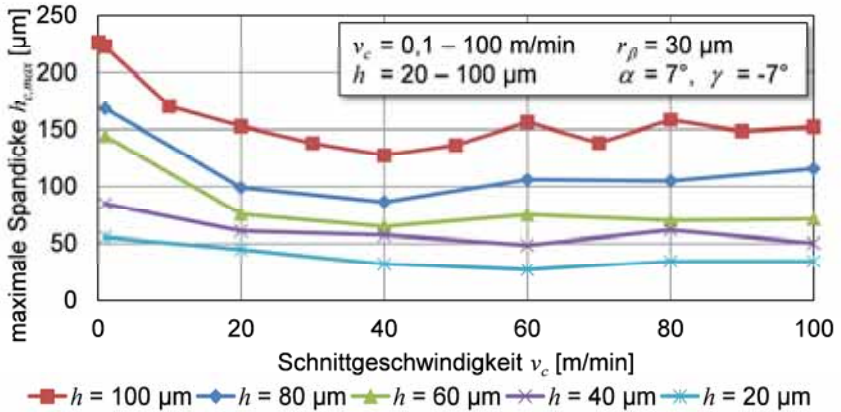


Abbildung 5.9: Maximale Spandicke  $h_{c,max}$  bei Spanungsdicken  $h$  im Bereich von  $20 \mu\text{m}$  bis  $100 \mu\text{m}$  und Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$  von  $0,1 \text{ m/min}$  bis  $100 \text{ m/min}$

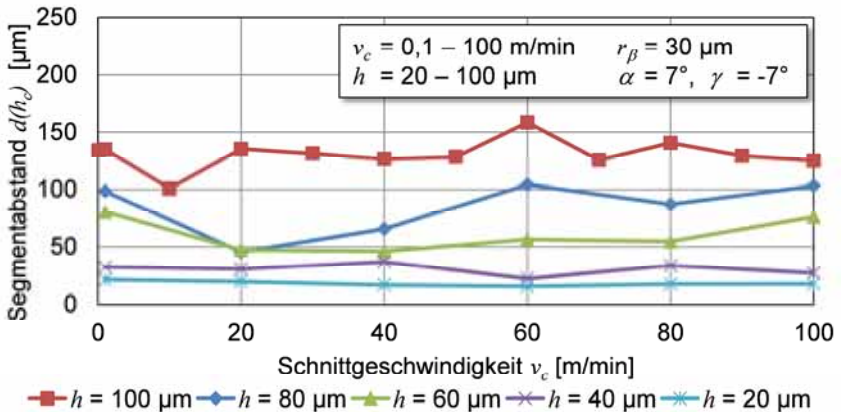


Abbildung 5.10: Segmentabstand  $d(h_c)$  bei Spanungsdicken  $h$  im Bereich von  $20 \mu\text{m}$  bis  $100 \mu\text{m}$  und Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$  von  $0,1 \text{ m/min}$  bis  $100 \text{ m/min}$

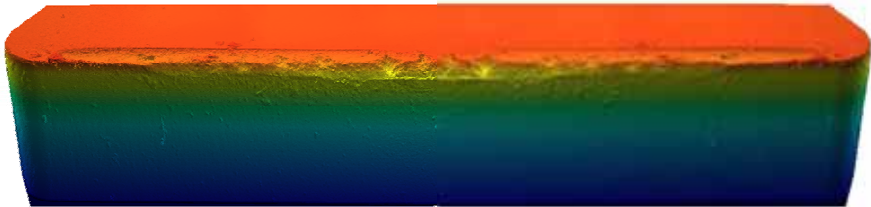
## 5.2 Werkzeugverschleiß

### 5.2.1 Verschleißcharakterisierung

Die Analysen des Werkzeugverschleißes erfolgten mit den Prozessparametern, die einer Schruppbearbeitung entsprechen ( $v_c = 100 \text{ m/min}$  bis  $300 \text{ m/min}$  und  $h = 100 \mu\text{m}$  bis  $300 \mu\text{m}$ ), da hier mit großen Unterschieden in den thermischen und mechanischen Belastungen zu rechnen ist. Dies ist vor allem deshalb nötig,

da die Ergebnisse für die spätere Modellierung der Verschleißmodelle benötigt werden, die für einen möglichst großen Belastungsbereich Gültigkeit besitzen sollen.

Neben den für die Erstellung von Standzeitkurven benötigten lichtmikroskopischen Aufnahmen wurden die Wendeschneidplatten am Ende ihrer Standzeit mittels des konfokalen 3D-Messsystems Nanofocus  $\mu$ Surf vermessen. Diese Aufnahmen dienen zur Analyse der Verschleißcharakteristika, die bei der hohen Auflösung anhand der Verschleißspuren auf der Oberfläche erkannt werden können.



*Abbildung 5.11: Optische 3D-Verschleißcharakterisierung*

Die Verschleißanalyse ergab, dass das Verschleißverhalten für alle Prozessparameter an der Freifläche wesentlich deutlicher als an der Spanfläche ausgebildet ist. An der Spanfläche konnten insbesondere bei großen Spannungsdicken und Schnittgeschwindigkeiten leichte Kolkerscheinungen festgestellt werden, die auf die hohen Temperaturen zurückzuführen sind. Wesentlich stärker ausgeprägt sind allerdings die über das komplette Versuchsfeld hinweg reichenden, deutlich sichtbaren Abrasionserscheinungen an der Freifläche, die als Verschleißmarkenbreite vermessen wurden (siehe Abbildung 5.12).



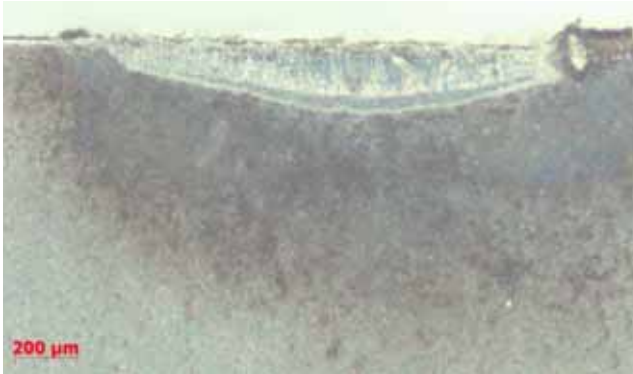


Abbildung 5.12: Freiflächenverschleiß bei Standzeitende mit den Prozessparametern  $v_c = 300$  m/min und  $h = 100$  µm

Die mit zunehmendem Freiflächenverschleiß wachsende Reibfläche an der Freifläche führt zu enormen Reibungstemperaturen während der Zerspanung, welche ab einer kritischen Verschleißmarkenbreite zum Entzünden der Späne geführt haben (Abbildung 5.13), sodass die Versuchsreihen abgebrochen wurden. Eine wirtschaftliche Zerspanung mit zufriedenstellenden Oberflächenqualitäten wäre in diesem Bereich ohnehin nicht mehr möglich gewesen, da das Standzeitende der verwendeten Werkzeuge überschritten wurde.



Abbildung 5.13: Spanentzündung aufgrund zu hoher Temperaturen durch Reibung einer großen Verschleißmarkenbreite an der Freifläche

### 5.2.2 Erreichbare Werkzeugstandzeiten

Die Diagramme des Freiflächenverschleißes als Funktion des Schnittwegs sind in *Abbildung 5.14* bis *Abbildung 5.16* dargestellt. Prinzipiell konnte bei allen Versuchsreihen beobachtet werden, dass die zulässige Verschleißmarkenbreite sowohl mit steigendem Vorschub als auch mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit schneller erreicht wird. Somit werden der Schnittweg bzw. die Standzeit bei gleichbleibendem Kriterium für das Standzeitende kleiner.

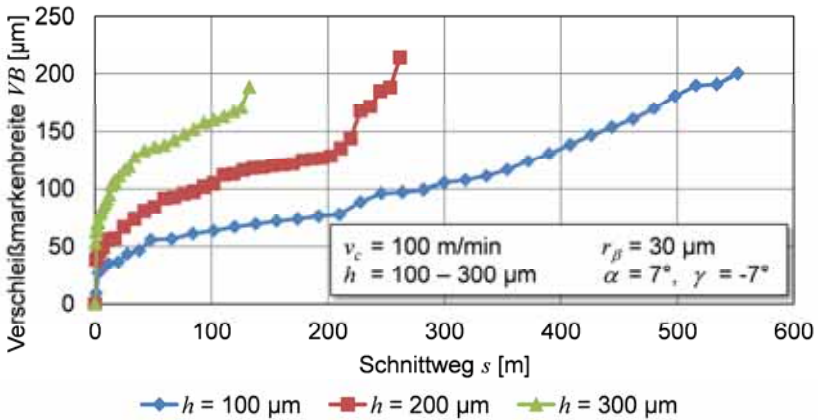


Abbildung 5.14: Entwicklung der Verschleißmarkenbreite bei  $v_c = 100 \text{ m/min}$

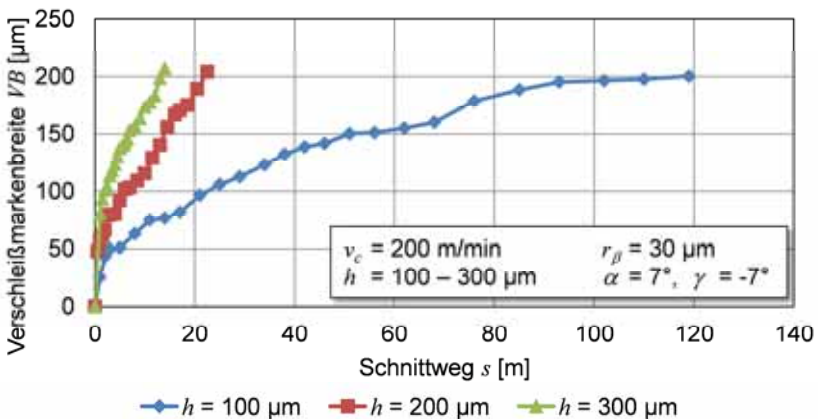


Abbildung 5.15: Entwicklung der Verschleißmarkenbreite bei  $v_c = 200 \text{ m/min}$

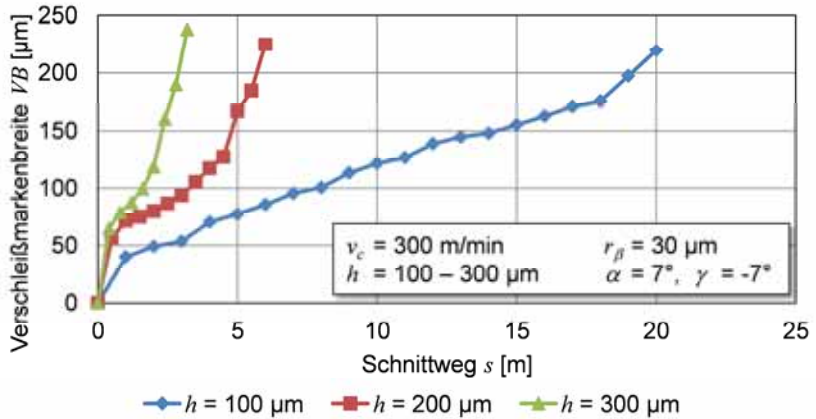


Abbildung 5.16: Entwicklung der Verschleißmarkenbreite bei  $v_c = 300$  m/min

In Abbildung 5.17 ist der bis zum Erreichen des Standkriteriums  $VB = 0,2$  mm zurückgelegte Schnittweg in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit in semilogarithmischer Darstellung abgebildet. Es ist zu erkennen, dass mit steigender Schnittgeschwindigkeit der Schnittweg deutlich stärker abnimmt als mit zunehmender Spanungsdicke.

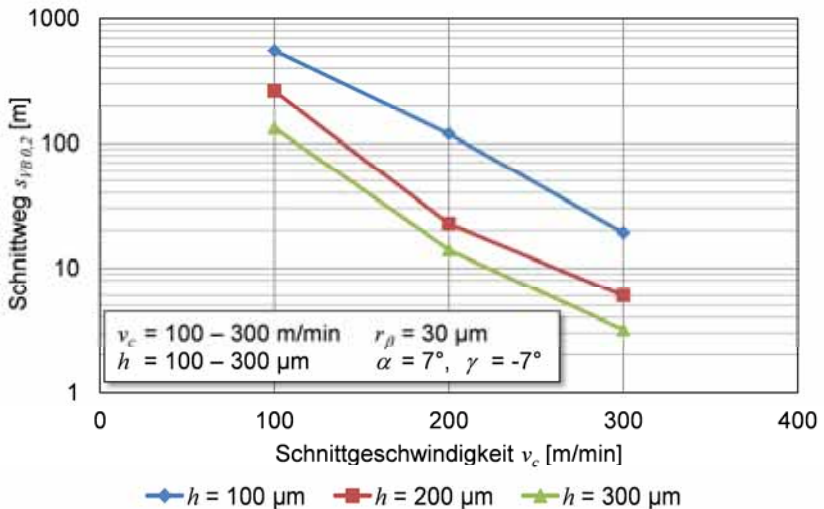


Abbildung 5.17: Schnittwegdiagramm für Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 100$  m/min bis 300 m/min und Spanungsdicken von  $h = 100$  µm bis 300 µm

## 5.3 Randschichtzustand

Die Untersuchung der Randschichtzustände in Form von Oberflächenrauheiten und Eigenspannungen erfolgte, indem speziell hierfür Versuche an der Harträumzelle durchgeführt wurden. Da die Endbearbeitung von Bauteilen mit hohen Anforderungen an die Randschicht mit Schlichtparametern (geringe Schnittgeschwindigkeiten und Spannungsdicken) durchgeführt wird, wurden diese Versuche mit Schnittgeschwindigkeiten zwischen  $v_c = 50$  m/min und  $v_c = 120$  m/min sowie Spannungsdicken im Bereich von  $h = 50$   $\mu\text{m}$  bis  $h = 150$   $\mu\text{m}$  durchgeführt.

### 5.3.1 Oberflächenrauheit

Die Analyse der Oberflächenrauheiten ergab für alle untersuchten Parameterkombinationen, dass mit zunehmendem Verschleiß die Rauheiten tendenziell sinken (*Abbildung 5.18*). Der Grund hierfür ist die erhöhte Reibung zwischen der Freifläche und der neu ausgebildeten Oberfläche und den damit verbundenen höheren Temperaturen, welche am Werkstück zu einem verbesserten Fließverhalten führen. Zusätzlich ist in den Diagrammen erkennbar, dass die Rauheiten geringer ausfallen, je kleiner die Spannungsdicke und die Schnittgeschwindigkeit gewählt werden, wobei der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit mit zunehmender Spannungsdicke ansteigt.

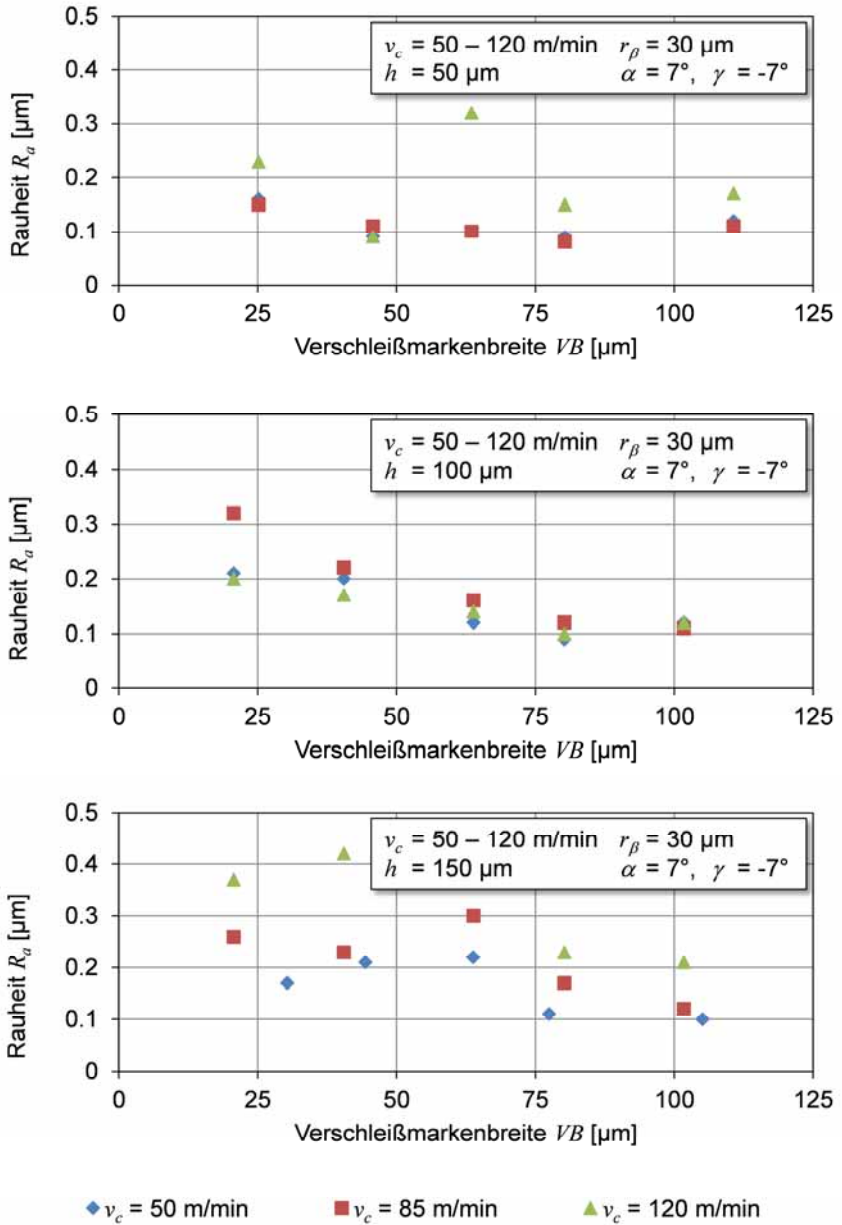


Abbildung 5.18: Rauheit  $R_a$  in Abhängigkeit des Werkzeugverschleißes

### 5.3.2 Eigenspannungen

Die Messung der Eigenspannungen erfolgte aufgrund des intensiven Aufwands lediglich an wenigen ausgewählten Proben und dient primär der späteren Validierung der Simulationsrechnungen. Dabei wurden drei Tiefenverläufe erstellt, deren Ergebnisse in Abbildung 5.19 dargestellt sind.

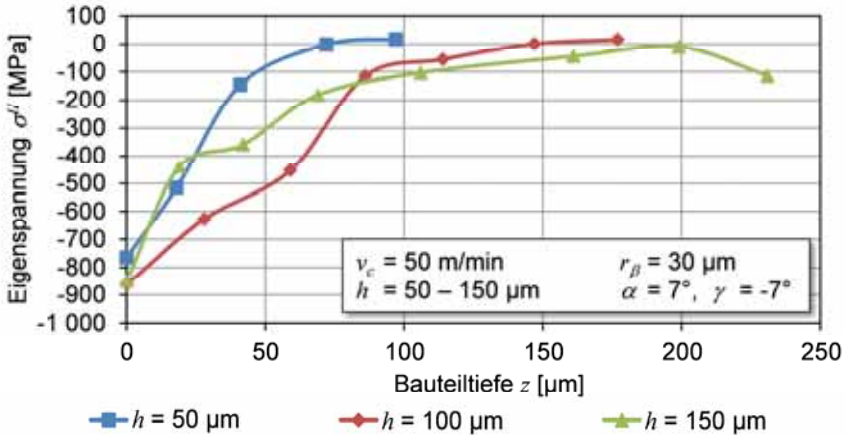


Abbildung 5.19: Eigenspannungstiefenprofile in Schnittrichtung für die Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 50$  m/min bei drei verschiedenen Spannungsdicken

Die Tiefenprofile sind gekennzeichnet durch hohe Druckeigenspannungen an der Oberfläche, die trotz der großen Unterschiede der Spannungsdicken kaum variieren. Die Tiefenwirkung der Druckeigenspannungen steigt mit zunehmender Spannungsdicke, was auf die höhere mechanische Belastung bei größeren Spannungsdicken zurückzuführen ist. Verwunderlich ist, dass der Gradient der Eigenspannungen bei der Spannungsdicke  $h = 100$  μm geringer ausfällt als bei  $h = 150$  μm.

Zur Betrachtung des Werkzeugverschleißeinflusses wurden für eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 50$  m/min bei der Spannungsdicke  $h = 100$  μm weitere Datenpunkte gemessen. Diese Messungen fanden direkt an der Bauteiloberfläche sowohl in Schnittrichtung  $\sigma^{II}$  als auch orthogonal zur Schnittrichtung  $\sigma^{\perp}$  statt. Die Darstellung der Ergebnisse in Abbildung 5.20 zeigt, dass die Eigenspannungen in Schnittrichtung im Druckbereich sind und mit zunehmendem Werkzeugverschleiß tendenziell zunehmen. Orthogonal zur Schnittrichtung liegen die Werte der Eigenspannungen deutlich höher und überwiegend im Zugbereich.

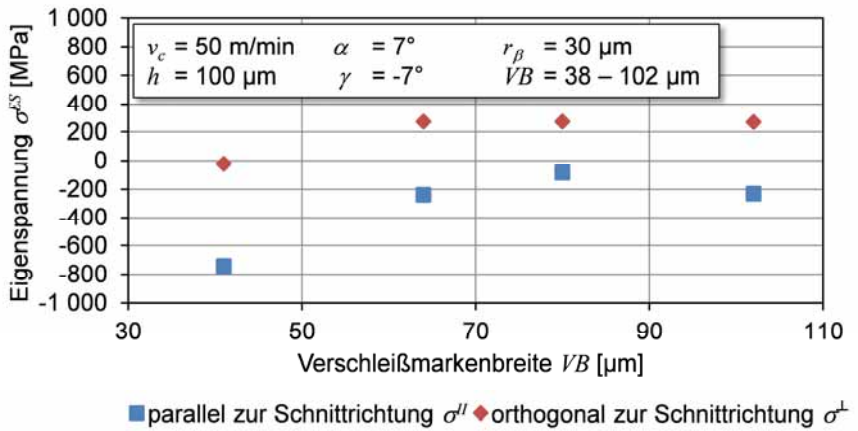


Abbildung 5.20: Oberflächeneigenspannungen in Schnitttrichtung  $\sigma^{\parallel}$  und orthogonal zur Schnitttrichtung  $\sigma^{\perp}$  in Abhängigkeit der Verschleißmarkenbreite  $VB$





## 6 Simulationsansätze

### 6.1 Simulationsmodell der Zerspanung

Ein zuverlässiges Simulationsmodell zur Untersuchung der Mechanismen bei der Zerspanung muss ein geeignetes Modell zur Beschreibung des Materialverhaltens (Schlussfolgerung 2-12) ebenso berücksichtigen, wie die Beschreibung der Reibung (Schlussfolgerung 2-13). Des Weiteren gibt es große Unterschiede bei der Methode, mit der die Spanbildung realisiert werden kann (Schlussfolgerung 2-14). Da sich das Reibungs- und das Materialmodell in Kombination mit der Methode der Realisierung der Spanbildung im Hinblick auf die Zielgrößen wie beispielsweise Kräfte und Temperaturen wechselseitig beeinflussen, werden im Folgenden zunächst isolierte Betrachtungen des Materialmodells, der Reibung und der Spanbildungsrealisierung durchgeführt. Anschließend findet die Kalibrierung und Validierung des vollständigen Simulationsmodells in Kapitel 6.1.4 statt.

#### 6.1.1 Materialmodellierung

Die für das Werkstück verwendeten thermophysikalischen Materialparameter sind in der folgenden Tabelle 6.1 zusammengestellt. Der Taylor-Quinney-Faktor beschreibt den Anteil der plastischen Arbeit, die in Wärme umgewandelt wird, wodurch das Werkstück thermo-mechanisch gekoppelt ist. Die Materialeigenschaften des Werkzeugs wurden [Sch-10] entnommen.

*Tabelle 6.1: Thermophysikalische Kenngrößen für die Beschreibung des Werkstückmaterialverhaltens von Ti-6Al-4V [CES-11]*

Physikalische Eigenschaft	Einheit	Wert
Elastizitätsmodul $E$	[GPa]	115
Poisson-Zahl $\nu$	[-]	0,31
Dichte $\rho$	[g·cm <sup>-3</sup> ]	4,43
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$	[W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]	7,2
Spezifische Wärmekapazität $c_p$	[J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]	505
Thermischer Ausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	[K <sup>-1</sup> ]	8,8
Reibungskoeffizient $\mu$	[-]	0,15
Taylor-Quinney-Faktor $\eta$	[-]	0,9

Zur präzisen Simulation des Materialverhaltens metallischer Werkstoffe bei der Zerspanung ist es notwendig, die Einflüsse der plastischen Dehnung, der Dehnrate und der Temperatur zu berücksichtigen (Schlussfolgerung 2-12). Ein weit verbreitetes Materialmodell für den Verfestigungsbereich (vgl. Abbildung 2.9 des Kapitels 2.4.1.1), das diese Einflüsse berücksichtigt, wurde von Johnson und Cook (JC) vorgestellt [Joh-83]. Dieses basiert auf der Mises-Plastizitätstheorie, welche davon ausgeht, dass sich nur der deviatorische Anteil der Spannung auf die plastische Verformung auswirkt. Folglich beeinflusst lediglich der restliche Anteil, die hydrostatische Spannung, die elastische Deformation. Die JC-Fließspannung  $\sigma_f$  ist wie folgt definiert:

$$\sigma_f = (A + B \cdot \bar{\varepsilon}_{pl}^n) \cdot \left[ 1 + C \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right] \cdot (1 - \hat{T}^m),$$

$$\text{mit } \hat{T} = \begin{cases} 0 & : T < T_t \\ \frac{T - T_t}{T_m - T_t} & : T_t \leq T \leq T_m \\ 1 & : T > T_m \end{cases} \quad \text{Formel 6-1}$$

Hierbei ist  $\bar{\varepsilon}_{pl}$  die akkumulierte plastische Dehnung,  $\dot{\varepsilon}_{pl}$  die plastische Dehnrate,  $\dot{\varepsilon}_0$  eine Referenzdeformationsgeschwindigkeit,  $\hat{T}$  die normierte, dimensionslose Temperatur,  $T_t$  die Umgebungstemperatur und  $T_m$  die Schmelztemperatur. Der Koeffizient  $A$  entspricht der elastischen Dehngrenze,  $B$  dem Verfestigungsmodul,  $n$  dem Verfestigungsexponenten,  $C$  dem Dehnratensensitivitätskoeffizienten und  $m$  dem thermischen Entfestigungsexponenten. Diese Parameter stellen Materialkennwerte dar und werden an Versuchsdaten angepasst. Für die Verwendung des Materialmodells in ABAQUS/Standard wurde dieses in der Subroutine *uhard.f* programmiertechnisch umgesetzt. Die benötigten Materialwerte wurden zunächst der Publikation von Shivpuri und Hua entnommen und sind in Tabelle 6.2 zusammengestellt. In Kapitel 6.1.4 erfolgt die Kalibrierung und Validierung des gesamten Simulationsmodells der Zerspanung. Dort werden drei zusätzlich Materialparametersätze aus weiteren Publikationen betrachtet.

Tabelle 6.2: Johnson-Cook Materialparametersatz für Ti-6Al-4V

Referenz	$A$ [MPa]	$B$ [MPa]	$n$ [-]	$C$ [-]	$m$ [-]	$\dot{\varepsilon}_0$ [ $s^{-1}$ ]
Shivpuri/Hua [Shi-01]	870,0	990,0	0,25	0,011	1,0	1,0

Die reine Verwendung des oben beschriebenen JC-Materialmodells führt dazu, dass die Spannungen mit zunehmenden Dehnungen kontinuierlich ansteigen.

Tatsächlich aber verursacht eine zunehmende Lokalisierung der Dehnung im Einschnürbereich der Zugprobe eine Abnahme der Tragfähigkeit des Materials und die Spannung sinkt mit steigender Dehnung, bis es zum Bruch der Probe kommt. Zur Berücksichtigung dieses Materialverhaltens wurde zusätzlich ein Modell in die Materialroutine implementiert, mit dem die Initiierung der Schädigung berechnet wird. Diese beginnt, sobald das akkumulierte Verhältnis aus dem plastischen Dehnungszinkrement des jeweiligen Zeitschritts  $\Delta \bar{\epsilon}_{pl}$  und der plastischen Versagensdehnung  $\epsilon_{plf}$  den Wert  $D = 1$  erreicht:

$$D = \sum_{\tau=0}^{\tau=t} \frac{\Delta \bar{\epsilon}_{pl}(\tau)}{\epsilon_{plf}(\tau)} \tag{Formel 6-2}$$

Hierbei erfolgt die Berechnung der plastischen Versagensdehnung  $\epsilon_{plf}$  mit dem Versagensmodell nach Johnson und Cook [Joh-85] in Abhängigkeit von dem hydrostatischen Druck  $p$ , der Mises-Vergleichsspannung  $\bar{\sigma}$ , der plastischen Dehnrate  $\dot{\bar{\epsilon}}_{pl}$  sowie der Temperatur  $T$ :

$$\epsilon_{plf} = \left[ d_1 + d_2 \cdot e^{d_3 \frac{p}{\bar{\sigma}}} \right] \cdot \left[ 1 + d_4 \cdot \ln \left( \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_{pl}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \cdot (1 + d_5 \cdot \hat{T})$$

$$\text{mit } \hat{T} = \begin{cases} 0 & : T < T_t \\ \frac{T-T_t}{T_m-T_t} & : T_t \leq T \leq T_m \\ 1 & : T > T_m \end{cases} \tag{Formel 6-3}$$

Die benötigten Materialkennwerte  $d_1 - d_2$  wurden der Publikation von Sun und Guo [Sun-09c] entnommen und sind in Tabelle 6.3 zusammengefasst.

*Tabelle 6.3: Materialkennwerte (Ti-6Al-4V) für das JC-Versagensmodell*

Referenz	$d_1$ [-]	$d_2$ [-]	$d_3$ [-]	$d_4$ [-]	$d_5$ [-]
Sun/Guo [Sun-09c]	-0,09	0,25	-0,5	0,014	3,87

Ist das Versagenskriterium  $D = 1$  erfüllt, stehen, wie in Abbildung 2.9 des Kapitels 2.4.1.1 dargestellt ist, drei denkbare Möglichkeiten zur Weiterentwicklung der Spannungen zur Verfügung:

- Kein Versagen der Elemente und keine Schädigung, die Spannung nimmt weiter zu
- Sofortiges Versagen der Elemente
- Entfestigung und Degradierung der Elastizität infolge einer duktilen Schädigung

Die ersten beiden Methoden beschreiben den wirklichen Spannungsverlauf ab der Schädigungsinitiierung zunehmend schlechter. Die zweite Methode hat zudem den Nachteil, dass ein plötzlicher Steifigkeitsabfall zu numerischen Instabilitäten führen kann. Aus diesen Gründen wurde die letztgenannte Möglichkeit gewählt, indem die bis zum Bruch dissipierte Energie  $G_f$  vorgegeben und das Material mittels der Versagensvariablen  $d$  exponentiell entfestigt wurde:

$$d = 1 - e^{-\int_0^{\bar{u}^{pl}} \left( \frac{\bar{\sigma}_f \cdot \dot{\bar{u}}^{pl}}{G_f} \right)} \quad \text{Formel 6-4}$$

Die Materialentfestigung in Abhängigkeit der bis zum Bruch dissipierten Energie  $G_f$  sowie der Funktionsverlauf der Versagensvariablen  $d$  sind in der folgenden Abbildung 6.1 dargestellt.

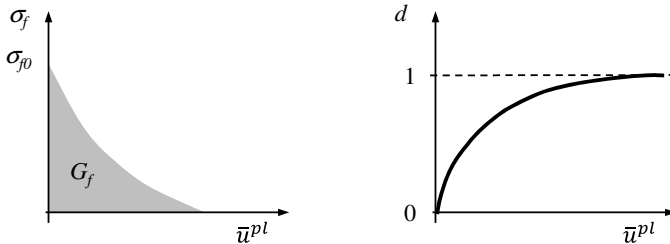


Abbildung 6.1: links: Verhalten der Fließspannung während der energiebasierten Entfestigung, rechts: Funktionsverlauf der Versagensvariablen  $d$  [Aba-11]

### 6.1.2 Reibungsmodellierung

Die Reibung zwischen Schneide und Werkstück wurde mit einem Reibungsansatz nach Coulomb berücksichtigt. Der Reibungswert wurde zunächst mit  $\mu = 0,15$  angenommen, dessen Eignung in Kombination mit dem Werkstoffmodell und der Methode zur Realisierung der Spanbildung bei der Kalibrierung des gesamten Materialmodells in Kapitel 6.1.4 überprüft wird.

### 6.1.3 Realisierung der Spanbildung

Zur Realisierung der Spanbildung stehen drei generell verschiedene Methoden zur Verfügung: Elementlöschung, Knotenseparierung und Neuvernetzung (vgl. Kapitel 2.4.1.3). Da es sowohl für die Berechnung der Werkzeugbelastung als auch zur Analyse der resultierenden Oberflächenzustände wichtig ist, dass sich die Werkzeugschneide mit dem Werkstück in einem vollständigen Kontakt befindet, wurden zur Auswahl der geeignetsten Methode drei unterschiedliche

Spanbildungssimulationsmodelle aufgebaut, die im Folgenden miteinander verglichen und bewertet werden.

Bei dem ersten hier vorgestellten Modell erfolgt die Spanbildung, indem die Elemente nach Erreichen eines vordefinierten Versagenskriteriums gelöscht werden. Ein Vorteil dieser Vorgehensweise liegt insbesondere darin, dass die Methode der Elementlöschung von der verwendeten Software ABAQUS unterstützt wird, sodass keine zusätzliche Programmierung notwendig ist. Nachteil der Methode ist jedoch, dass durch das Löschen der Elemente ein Materialverlust erfolgt, wodurch wichtige Informationen gerade aus den Bereichen der höchsten thermischen und mechanischen Belastungen verloren gehen. Um den Anteil der gelöschten Elemente gering zu halten, wurden zwei Versagensbereiche eingeführt: Ein Bereich oberhalb der Spannungsdicke, bei dem das Material zwar versagensbedingt entfestigen kann, das Versagenskriterium aber so definiert ist, dass die Elemente erst sehr spät gelöscht werden und ein Bereich des Werkstücks unterhalb der Spannungsdicke, dessen Elemente bei Erreichen des Versagenskriteriums zur Spanbildung gelöscht werden. Mit diesem Modell konnten für den Schnittgeschwindigkeitsbereich von  $v_c = 100$  m/min bis  $v_c = 300$  m/min und für die Spannungsdicken  $h = 100$   $\mu\text{m}$  sowie  $h = 200$   $\mu\text{m}$  Segmentspäne erzielt werden (siehe Abbildung 6.2), die ein vergleichbares Segmentierungsverhalten aufweisen wie es in den experimentellen Untersuchungen beobachtet wurde. Die Segmentierungsfrequenz nimmt mit zunehmender Spannungsdicke deutlich ab und verhält sich bei steigender Schnittgeschwindigkeit nahezu konstant. Des Weiteren sind die Späne bei größeren Spannungsdicken stärker segmentiert, sodass der Unterschied zwischen minimaler und maximaler Spandicke mit zunehmender Spannungsdicke deutlich ansteigt.

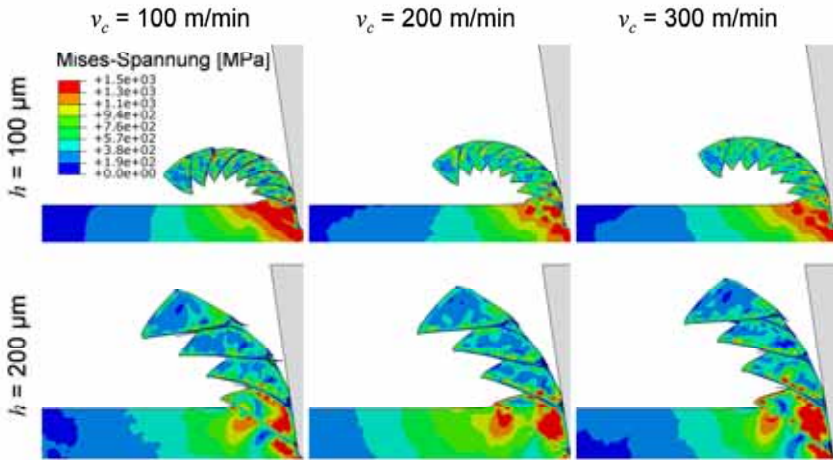


Abbildung 6.2: Mittels Elementlöschung simulierte Spanformen bei Schnittgeschwindigkeiten  $v_c = 100$  m/min bis  $v_c = 300$  m/min und den Spanungsdicken  $h = 100$   $\mu\text{m}$  sowie  $h = 200$   $\mu\text{m}$

Der Nachteil dieser Methode ist jedoch, dass, bedingt durch das Löschen eines großen Anteils der Elemente im Bereich der Spannungsdicke, der Kontakt zwischen dem Werkzeug und dem Werkstück regelmäßig verloren geht. Die hohe Anzahl an während einer Simulation gelöschter Elemente ist am Beispiel der Prozessparameter  $v_c = 100$  m/min,  $h = 100$   $\mu\text{m}$  in Abbildung 6.3 dargestellt.

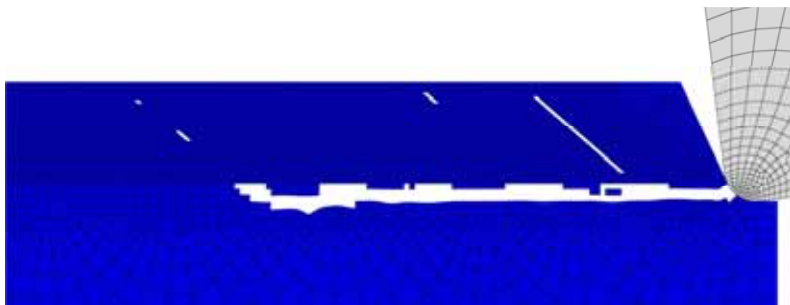
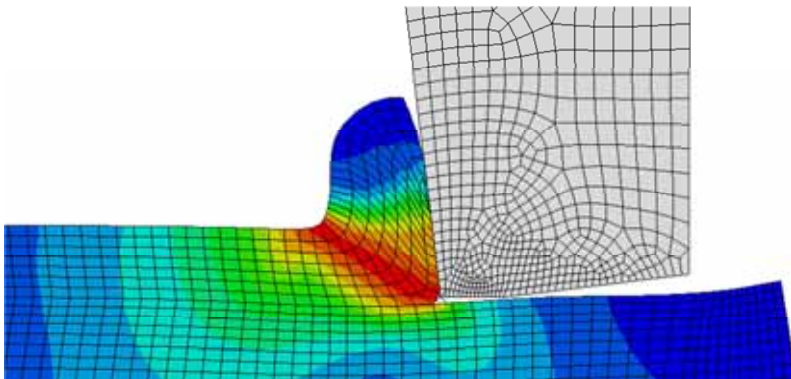


Abbildung 6.3: Darstellung sämtlicher im Verlauf der Simulation gelöschter Elemente bei einer Simulation mit den Prozessparametern  $v_c = 100$  m/min und  $h = 100$   $\mu\text{m}$

Dieser deutliche Nachteil führt trotz guter Ergebnisse im Hinblick auf das Segmentierungsverhalten dazu, dass eine Elementlöschung für die weiteren

Untersuchungen nicht in Frage kommt, da bedingt durch das Löschen einer großen Elementanzahl im Werkstück direkt vor der Werkzeugschneide weder eine Werkzeugverschleißsimulation noch eine Vorhersage der resultierenden Bauteilzustände nach der Zerspanung möglich ist.

Bei dem zweiten hier betrachteten Modell wird die Spanbildung realisiert, indem Knoten separiert werden. Dazu musste zunächst mittels der Programmiersprache python ein Skript für ABAQUS implementiert werden, das die zur Separierung identifizierten Knoten dupliziert und das Netz der betroffenen Elemente neu zusammenstellt. Die zu separierenden Knoten wurden dabei mittels eines rein geometrischen Kriteriums bestimmt, indem der Abstand der Knoten zu der Spitze der Schneidkante berechnet wird. Die Spanbildung kann mit dieser Methode gut realisiert werden (siehe Abbildung 6.4), allerdings löst sich der Kontakt an der Freifläche der Schneide deutlich vom Werkstück ab, sodass diese Methode ebenfalls nicht für die weiteren Untersuchungen verwendet werden kann.



*Abbildung 6.4: Mittels Knotenseparierung erzeugter Span*

Die dritte Methode zur Realisierung einer Spanbildung ist die kontinuierliche Neuvernetzung, wodurch ein Umfließen der Schneide durch das Werkstückmaterial ermöglicht wird. Hierzu muss die Simulation bereits nach sehr kurzen Schnittwegen angehalten und das Netz neu erstellt werden, um mit dem neuen Netz nach Übertragen der Zustände des deformierten Netzes weiterzurechnen. Die Umsetzung dieser Methode erfolgte, indem ein Steuerungsprogramm in der Programmiersprache perl geschrieben wurde, dessen vereinfacht dargestellter Ablaufplan in Abbildung 6.5 visualisiert ist.

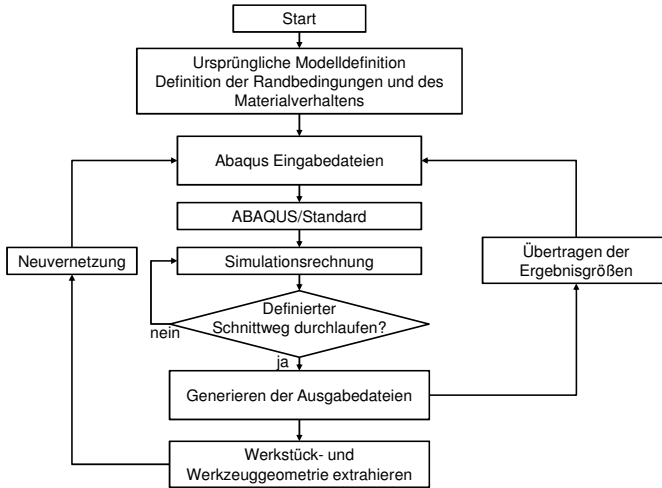


Abbildung 6.5: Vereinfachter Ablaufplan der Neuvernetzung, nach [Aut-10]

Die Erstellung des neuen Netzes mit Elementen des Typs CPE4T erfolgt dabei mittels eines python-Skripts für ABAQUS, das in vordefinierten Intervallen die Oberflächen des Werkstücks extrahiert und festgelegte Bereiche unterschiedlicher Netzdichte generiert. Die unterschiedliche Netzdichte ist zur realistischen Erfassung der in den Scherzonen auftretenden steilen Spannungs- und Temperaturgradienten sowie plastischen Dehnungs- und Dehnratengradienten notwendig. Bei einer Spannungsdicke von  $h = 100 \mu\text{m}$  wird das Innere des Werkstücks mit einer mittleren Elementkantenlänge  $e_k = 5 \mu\text{m}$  vernetzt. Im Bereich der primären, sekundären und tertiären Scherzonen beträgt die Elementkantenlänge  $e_k = 2,5 \mu\text{m}$ .

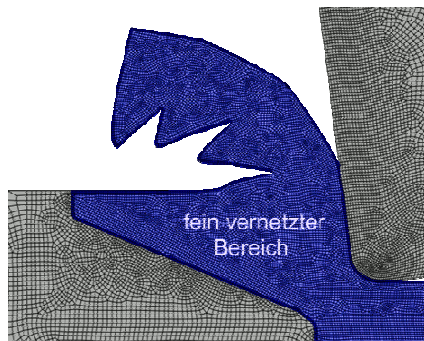


Abbildung 6.6: Vernetzung des Werkzeugs und Werkstücks



Zur Fortführung der Simulation nachdem das Werkstück neu diskretisiert wurde, werden die Ergebnisvariablen des alten Netzes auf das neue übertragen. Hierzu wird die von ABAQUS bereitgestellte Funktion \*MAP verwendet. Zur Erhöhung der Stabilität der Simulation wird dem Berechnungsschritt ein Rechenschritt vorgeschaltet, in dem zuerst das mechanische Gleichgewicht von Werkstück und Schneide unter Vernachlässigung der Wärmeleitung bestimmt wird.

Durch die Neuvernetzung des Werkstücks werden die Elementverzerrungen, die durch die starken Umformungen während des Prozesses induziert werden, aufgelöst. Dies führt zu einer Reduktion des Fehlers auf die Ergebnisgrößen, die durch stark verzerrte Elemente verursacht werden. Dieser positive Aspekt steht einer Erhöhung der Rechenzeit mit steigender Neuvernetzungsfrequenz gegenüber. Des Weiteren kann das Übertragen der Ergebnisvariablen vom alten auf das neue Netz Interpolationsfehler verursachen, die durch ein rechtzeitiges Neuvernetzen und die damit verbundene große Ähnlichkeit zwischen altem und neuem Netz gering gehalten werden können. Hierzu wurde innerhalb einer Sensitivitätsanalyse der Einfluss der Neuvernetzungsfrequenz, die durch die Verschiebung  $u_x$  bis zur Initiierung eines neuen Netzaufbaus charakterisiert ist, auf die Ergebnisgrößen untersucht. Die spezifischen Reaktionskräfte zeigen eine vernachlässigbare Abhängigkeit von der Neuvernetzungsfrequenz im untersuchten Bereich von  $1 \mu\text{m} \leq u_x \leq 10 \mu\text{m}$  bei einer Spannungsdicke von  $h = 100 \mu\text{m}$ . Für die weiteren Untersuchungen wurde für  $h = 100 \mu\text{m}$  eine Verschiebung  $u_x = 5 \mu\text{m}$  bis zur Neuvernetzung gewählt, da diese einen guten Kompromiss zwischen Simulationszeit und Stabilität der Simulationsrechnungen liefert. Mit diesem Modell konnten ebenfalls wie mit dem Modell mit Elementlöschung Segmentspäne für den Schnittgeschwindigkeitsbereich  $v_c = 100 \text{ m/min} - 300 \text{ m/min}$  und die Spannungsdicken  $h = 100 \mu\text{m} - 200 \mu\text{m}$  erzielt werden (siehe Abbildung 6.7), die dem Segmentierungsverhalten der Experimente entsprechen.

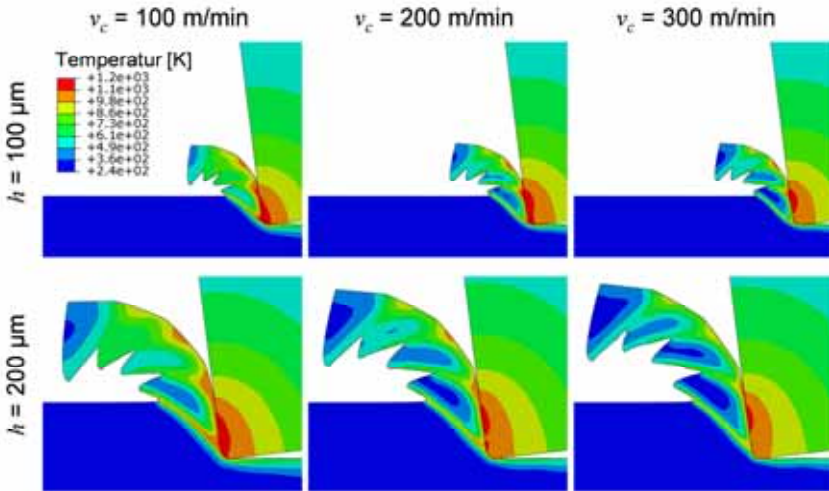


Abbildung 6.7: Mittels kontinuierlicher Neuvernetzung simulierte Spanformen bei Schnittgeschwindigkeiten  $v_c = 100 \text{ m/min}$  bis  $v_c = 300 \text{ m/min}$  und Spanungsdicken  $h = 100 \text{ }\mu\text{m}$  bis  $h = 200 \text{ }\mu\text{m}$

Ein zusätzlicher wesentlicher Vorteil dieser Methode stellt die hervorragende Beschreibung des Kontakts während der kompletten Simulationszeit dar. Dies ist bereits an den simulierten Spänen in Abbildung 6.7 zu erkennen und in der folgenden Abbildung 6.8 nochmals vergrößert dargestellt. Da diese Modellvariante die einzige der drei untersuchten ist, bei der bedingt durch den lückenlosen Kontakt eine Simulation der Werkzeugbelastung und der Oberflächenzustände möglich ist, wird sie für die weiteren Untersuchungen verwendet.

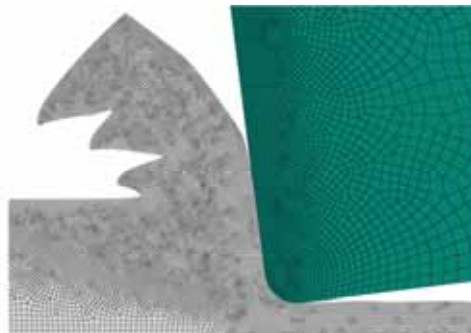


Abbildung 6.8: Lückenloser Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück

### 6.1.4 Kalibrierung des Simulationsmodells

Da die Zerspanungssimulationen wegen des hohen Rechenzeitaufwands im Allgemeinen nur sehr kurze Schnittwege abbilden, sind die Werkzeugtemperaturen innerhalb dieser kurzen Zeit noch nicht stationär ausgebildet, was in den meisten Fällen vernachlässigt wird. Bei der Verschleißsimulation und bei der Simulation der resultierenden Bauteilzustände ist es allerdings besonders wichtig, dass die Temperaturen an der Schneide korrekt berechnet werden, sodass im Bereich der Verschleißsimulation in der Vergangenheit häufig mit zwei unterschiedlichen Simulationsmodellen gearbeitet wurde. Im ersten der beiden Modelle werden zunächst thermo-mechanisch gekoppelt das quasistationäre Gleichgewicht und die Wärmeströme während der Zerspanung berechnet. Im Anschluss daran wird rein thermisch unter Verwendung der berechneten Wärmeströme die stationäre Temperaturverteilung entlang der Schneide bestimmt. Alternativ können stationäre Temperaturen an der Schneide früher erreicht werden, indem die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  des Werkzeugs und dessen Wärmeübergang an die Umgebung angepasst werden. Dadurch wird der Wärmefluss durch das Werkzeug beschleunigt, während die Prozesstemperaturen unbeeinflusst bleiben. Wie in Abbildung 6.9 (linke Spalte) zu erkennen ist, werden durch eine Verringerung der spezifischen Wärmekapazität die stationären Temperaturen im Bereich des Kontakts wesentlich schneller erreicht und stimmen mit den ohne Anpassung ermittelten überein. Die sonstigen Ergebnisse wie Kräfte, Kontaktspannungen und Relativgeschwindigkeiten bleiben davon ebenfalls unbeeinflusst (Abbildung 6.9 rechte Spalte). Dieser Vergleich zeigt, dass es mit einer Beschleunigung des Wärmeflusses möglich ist, geringere Rechenzeiten bei gleichbleibend sehr guten Ergebnissen zu erzielen, sodass dieser Ansatz für die hier durchgeführten Simulationen verwendet wurde.

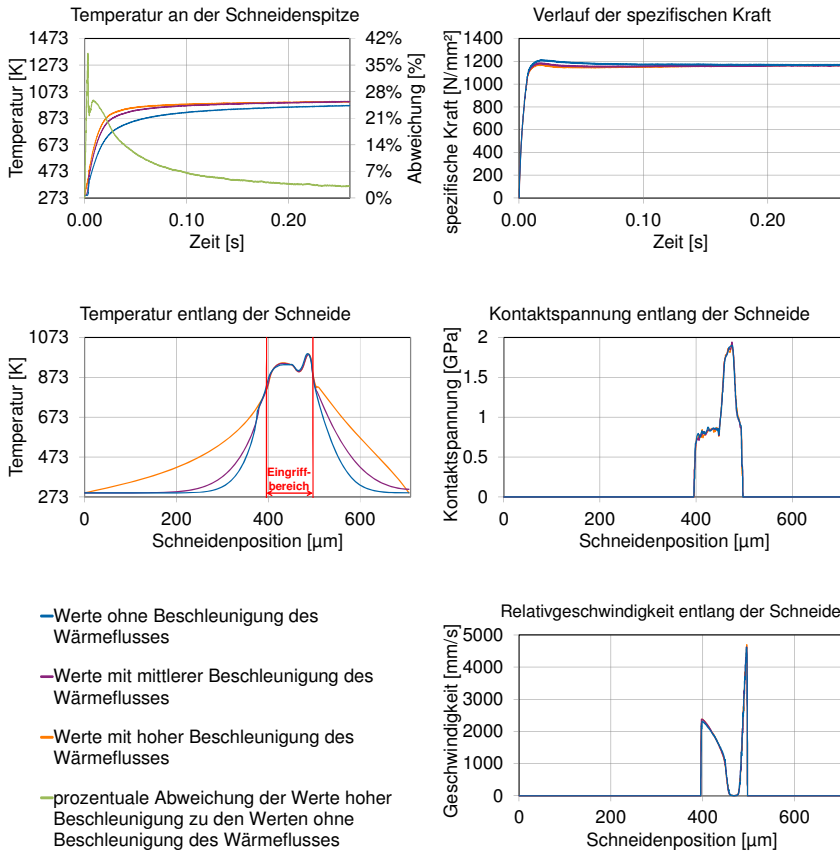


Abbildung 6.9: Untersuchung des Einflusses der spezifischen Wärmekapazität auf die zeitliche Temperatur- und Kraftentwicklung, sowie auf die Spannungen und Relativgeschwindigkeiten im Werkzeug-Werkstück-Kontakt

In Kapitel 6.1.1 wurde das Verformungsmodell von Johnson und Cook sowie das Versagensmodell beschrieben. Um den Einfluss des Versagensmodells auf die Spanbildung zu untersuchen, wurden je drei Simulationen bei einer Spannungsdicke von  $h = 100 \mu\text{m}$  mit den Schnittgeschwindigkeiten  $v_c = 100 \text{ m/min}$  -  $300 \text{ m/min}$  mit und ohne Versagensmodell durchgeführt. Die Unterschiede in den resultierenden Spanformen sind deutlich zu erkennen (vgl. Abbildung 6.10). Der mit einer Geschwindigkeit von  $v_c = 100 \text{ m/min}$  erzeugte Span weist keine Segmentierung auf, da die plastischen Dehnungen nicht in der Scherebene lokalisieren. Bei der höchsten Geschwindigkeit ist der Span leicht

segmentiert und die Dehnungen entlang der Scherbänder lokalisiert. Dies ist auf die höheren Temperaturen bei größeren Schnittgeschwindigkeiten zurückzuführen, die das Material in den Scherebenen entfestigen, sodass die Dehnungen lokalisieren können. Im Vergleich dazu ist mit Verwendung des Versagensmodells eine deutliche und regelmäßige Segmentierung aller Späne erkennbar, deren Ausprägung mit zunehmender Geschwindigkeit ebenfalls zunimmt. Um das in den Experimenten beobachtete Segmentierungsverhalten selbst bei kleinsten Geschwindigkeiten (vgl. Kapitel 5.1.3) in den Simulationen nachbilden zu können, ist die Verwendung des beschriebenen Versagensmodells notwendig.

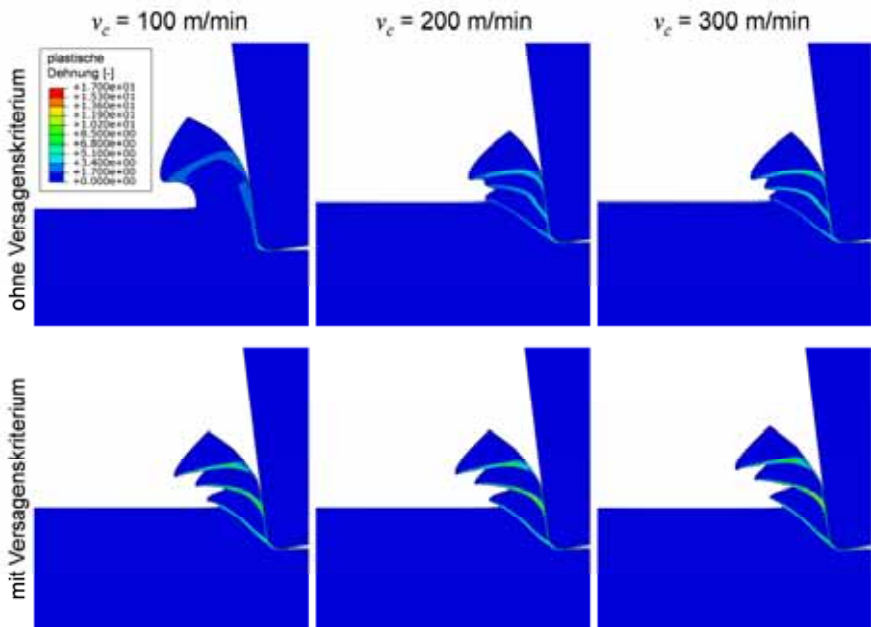


Abbildung 6.10: Oben: Ohne Versagensmodell erzeugte Spanformen, unten: Mit Versagensmodell erzeugte Spanformen,  $h = 100 \mu\text{m}$ ,  $v_c = 100 \text{ m/min} - 300 \text{ m/min}$

Da für das Johnson-Cook-Verformungsmodell in der Literatur verschiedene Parametersätze für Ti-6Al-4V veröffentlicht sind, wurde eine Sensitivitätsanalyse mit Materialwerten aus vier Quellen durchgeführt. Hierzu wird der anfangs verwendete Parametersatz nach Shivpuri und Hua [Shi-01] mit einem nach Meyer und Kleponis [Mey-01] und zwei verschiedenen nach Lee und Lin [Lee-98a, Lee-98b] verglichen (Tabelle 6.4).

Tabelle 6.4: Analysierte Parametersätze für das JC-Materialmodell

Referenz	$A$ [MPa]	$B$ [MPa]	$n$ [-]	$C$ [-]	$m$ [-]	$\dot{\epsilon}_0$ [ $s^{-1}$ ]
Lee/Lin [Lee-98a]	782,7	498,4	0,28	0,028	1	1,0E-05
Lee/Lin [Lee-98b]	724,7	683,1	0,47	0,035	1	1,0E-05
Meyer/Kleponis [Mey-01]	896,0	656,0	0,5	0,0128	0,8	1,0E+00
Shivpuri/Hua [Shi-01]	870,0	990,0	0,25	0,011	1	1,0E+00

Zunächst werden die vier Parametersätze analytisch miteinander verglichen, indem jeweils einer der drei Terme des JC-Materialmodells für die Berechnung des Einflusses der plastischen Dehnung, der plastischen Dehnrate und der Temperatur in Abbildung 6.11 bis Abbildung 6.14 isoliert betrachtet wird. Später werden dann die Ergebnisse von Spanbildungssimulationen mit experimentellen Ergebnissen verglichen, um herauszufinden welcher der vier Parametersätze das Verhalten des Versuchswerkstoffes am besten beschreibt.

Der Einfluss der plastischen Dehnung auf die Fließspannung ist in der Abbildung 6.11 dargestellt. Dieser hängt von den Materialparametern  $A$  (elastische Dehngrenze),  $B$  (Verfestigungsmodul) und  $n$  (Verfestigungsexponent) ab. Die Fließspannungen bei einer plastischen Dehnung von  $\bar{\epsilon}_{pl} = 0$  entsprechen den Werten der elastischen Dehngrenzen, sodass der Funktionsverlauf in Abbildung 6.11 für die Parameter [Lee-98b] auf dem niedrigstem Niveau startet und für die Parameter [Mey-01] auf dem höchsten Niveau beginnt. Der Verfestigungsmodul beeinflusst in Kombination mit dem Verfestigungsexponenten den weiteren Verlauf der Kurven. Bei den Parametern [Shi-01] sorgt der verhältnismäßig große Verfestigungsmodul zu einem steilen Anstieg der Fließspannung bereits bei sehr kleinen Dehnungen. Der größere Verfestigungsexponent bei [Lee-98b] im Vergleich zu [Lee-98a] führt zu einem Schneiden der beiden Fließkurven.

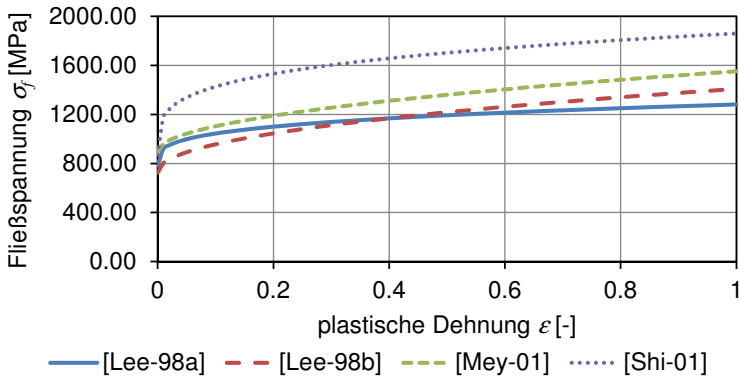


Abbildung 6.11: Vergleich der vier Materialparametersätze: Einfluss der plastischen Dehnung auf die Fließspannung

Die Dehnratenverfestigung wird von der Referenzdeformationsgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}_0$  sowie dem Dehnratensensitivitätskoeffizienten  $C$  beeinflusst. Da bei dem verwendeten Materialmodell nach Johnson und Cook die plastische Dehnrade ab der Referenzdeformationsgeschwindigkeit zu einer Materialverfestigung führt, beginnt die Verfestigung bei den beiden Modellen nach Lee und Lin bereits bei deutlich geringeren Dehnraten als bei den beiden anderen Modellen. Die zusätzlich größeren Werte für den Dehnratensensitivitätskoeffizienten führen insgesamt zu einem wesentlich höheren Einfluss der plastischen Dehnrade. Dieses Verhalten ist in der Abbildung 6.12 deutlich zu erkennen.

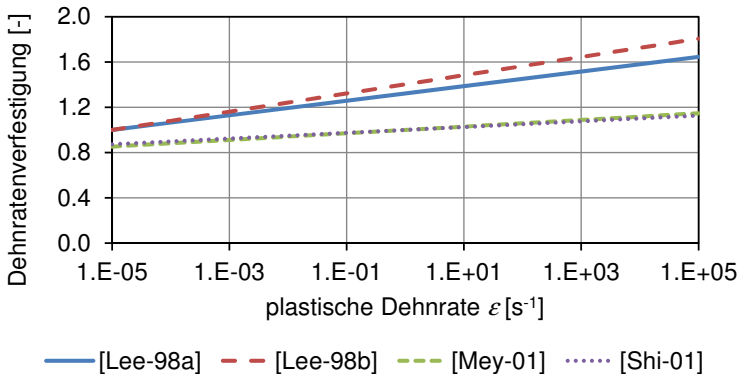


Abbildung 6.12: Vergleich der vier Materialparametersätze: Einfluss der plastischen Dehnrade auf das Verfestigungsverhalten

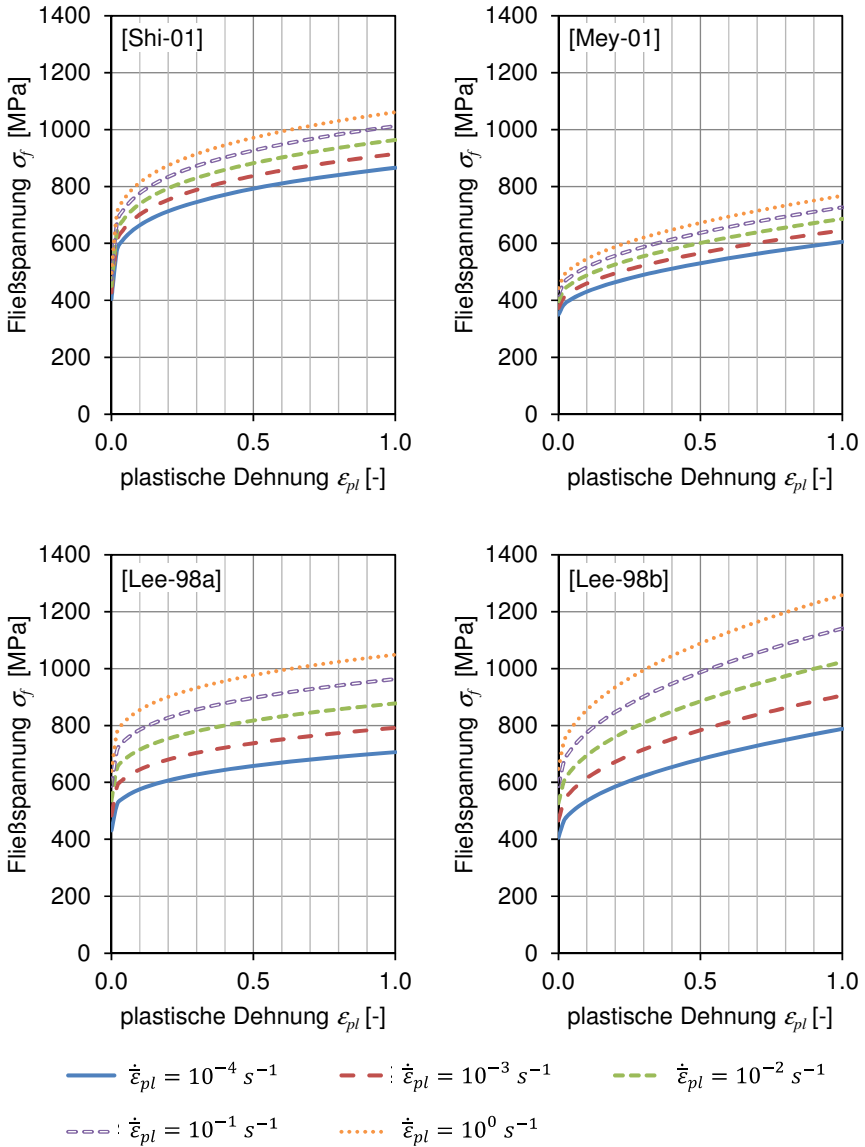


Abbildung 6.13: Dehnrateneinfluss auf die Fließspannung; oben links: Shi-01; oben rechts: Mey-01; unten links: Lee-98a; unten rechts: Lee-98b



Der Einfluss der plastischen Dehnrates auf die Fließkurven ist in Abbildung 6.13 für die vier Parametersätze bei einer Temperatur von  $T = 1093$  K für plastische Dehnraten im Bereich von  $\dot{\epsilon}_{pl} = 10^{-4} - 10^4$  dargestellt. Die höhere Verfestigung bei den beiden Parametersätzen nach Lee und Lin ist hier gut zu erkennen.

Die geringsten Unterschiede der vier Parametersätze gibt es bei dem Term der Temperaturentfestigung (siehe Abbildung 6.14), da der einzige einflussnehmende Parameter  $m$  (thermischer Entfestigungsexponent) bei drei der vier Parametersätze identisch ist und eine lineare Abnahme für steigende Temperaturen aufweist. Der geringere Wert bei dem vierten Parametersatz [Mey-01] führt zu einer etwas stärkeren Entfestigung bei niedrigeren Temperaturen, deren Einfluss bei höheren Temperaturen wieder abnimmt.

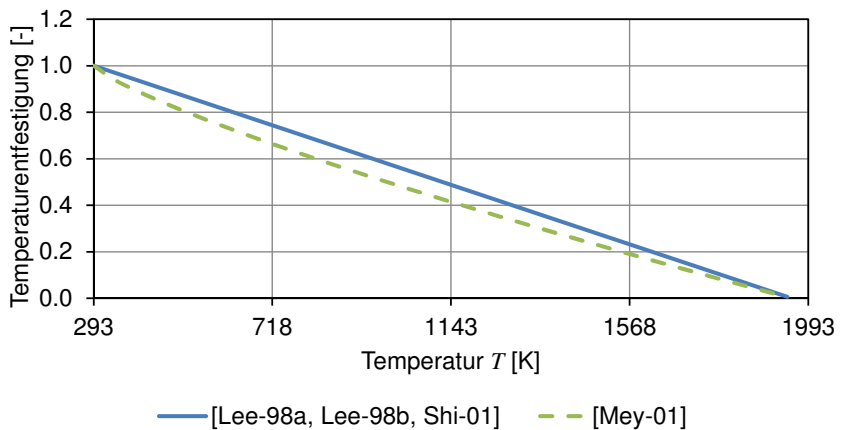


Abbildung 6.14: Vergleich der vier Materialparametersätze: Einfluss der Temperatur auf das Entfestigungsverhalten

Die Temperaturentfestigung der Fließspannung ist in Abbildung 6.15 für Temperaturen im Bereich  $T = 293$  bis  $1093$  K bei einer plastischen Dehnrates von  $\dot{\epsilon}_{pl} = 1 \text{ s}^{-1}$  dargestellt. Die zunächst höhere Entfestigung des Materials bei geringen Temperaturanstiegen, deren Einfluss mit steigender Temperatur abnimmt, ist für die Parameter nach [Mey-01] ebenso zu erkennen wie die konstante Entfestigung der drei restlichen Modellparametersätze.

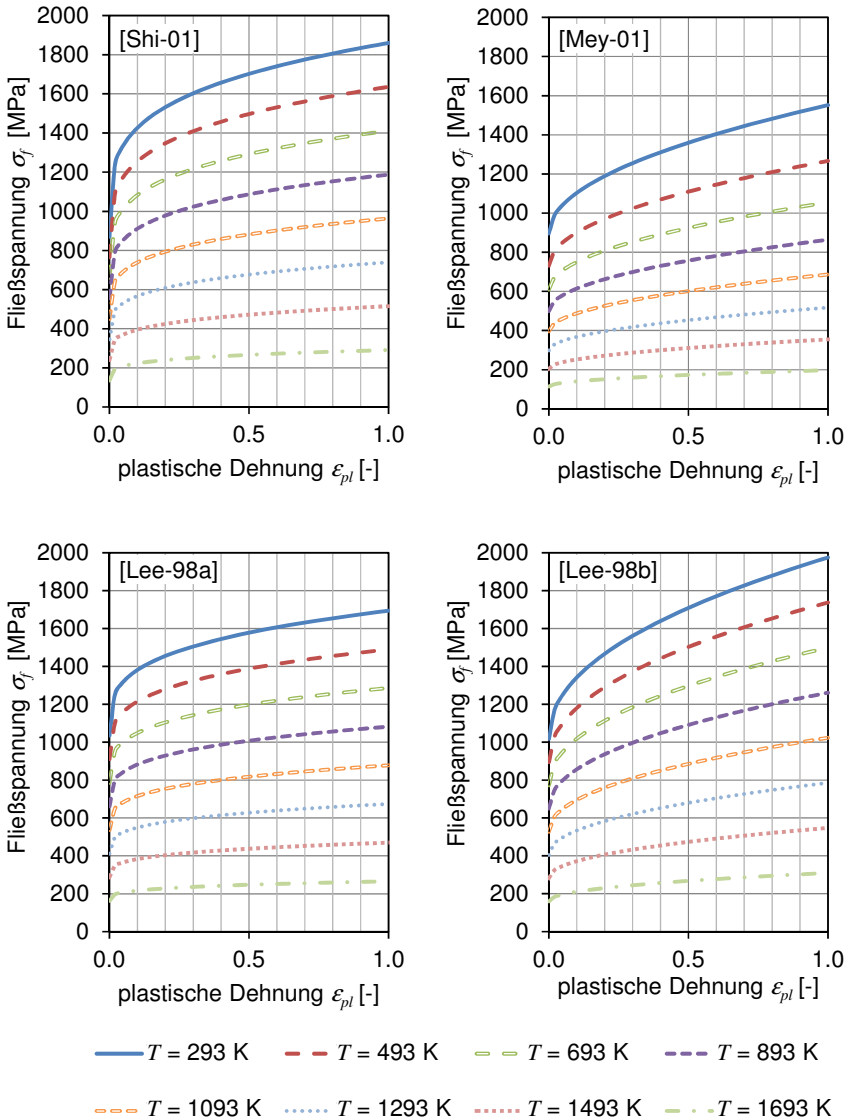


Abbildung 6.15: Temperatureinfluss auf die Fließspannung bei einer Dehnrates von  $\dot{\epsilon}_{pl} = 1 \text{ s}^{-1}$ ; oben links: [Shi-01]; oben rechts: [Mey-01]; unten links: [Lee-98a]; unten rechts: [Lee-98b]

Zur Auswahl des geeignetsten Materialparametersatzes wurden mit allen vier jeweils drei Spanbildungssimulationen durchgeführt und deren spezifische Kräfte mit experimentell Ermittelten verglichen (Abbildung 6.16). Der Vergleich zeigt, dass bei den Parametern nach Meyer und Kleponis [Mey-01] die spezifischen Schnitt- und Passivkräfte und damit auch die resultierenden Kräfte durchgängig zu gering berechnet werden. Einer der beiden Parametersätze nach Lee und Lin [Lee-98b] beschreibt die spezifischen Passivkräfte sehr gut, die spezifischen Schnittkräfte werden jedoch mit teilweise mehr als 15% deutlich überhöht berechnet, was zu deutlich überhöhten resultierenden Kräften führt. Die mit den beiden Modellparametersätzen [Lee-98a] und [Shi-01] berechneten Kräfte liegen trotz der analytisch identifizierten großen Unterschiede sehr dicht beieinander. Die Werte, die mit den Parametern nach Lee und Lin [Lee-98a] ermittelt wurden, liegen durchgängig etwas näher an den experimentellen Ergebnissen, sodass für die weiteren Analysen diese Materialparameter verwendet wurden.

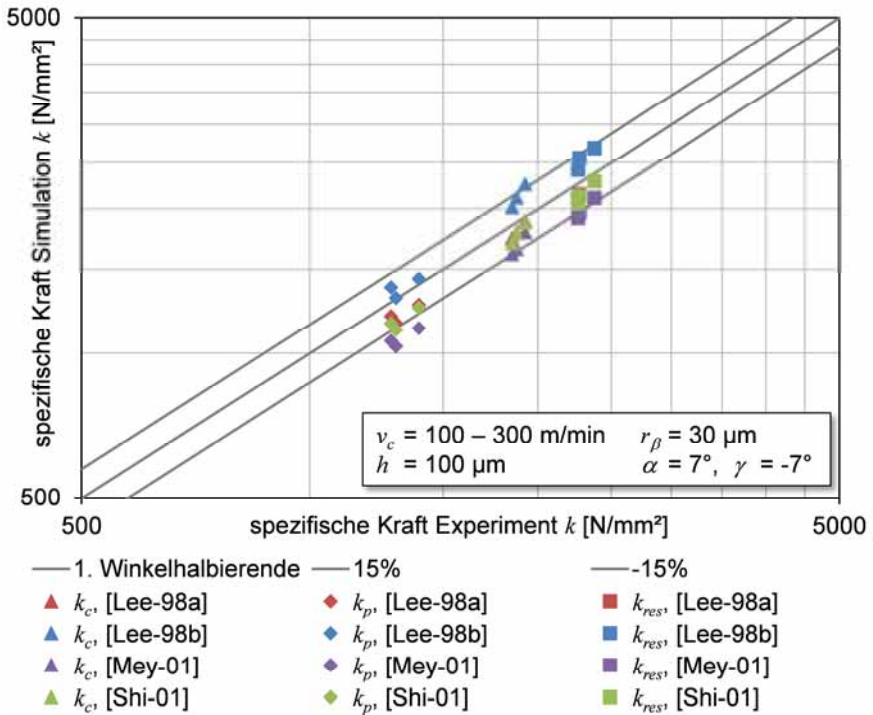


Abbildung 6.16: Vergleich der vier Materialparametersätze mittels spezifischer Kräfte für  $100 \text{ m/min} \leq v_c \leq 300 \text{ m/min}$  und  $h = 100 \mu\text{m}$

Zur Überprüfung der Eignung des Reibungsansatzes wurden mit den Ergebnissen der experimentellen Zerspanungsuntersuchungen und der FEM-Zerspanungssimulationen die in Kapitel 2.4.1.2 vorgestellten analytischen effektiven Reibungskoeffizienten berechnet, die alle eine gute Übereinstimmung zeigten (Abbildung 6.17). Deshalb wurde der anfangs angenommene Reibungskoeffizient von  $\mu = 0,15$  nicht weiter angepasst.

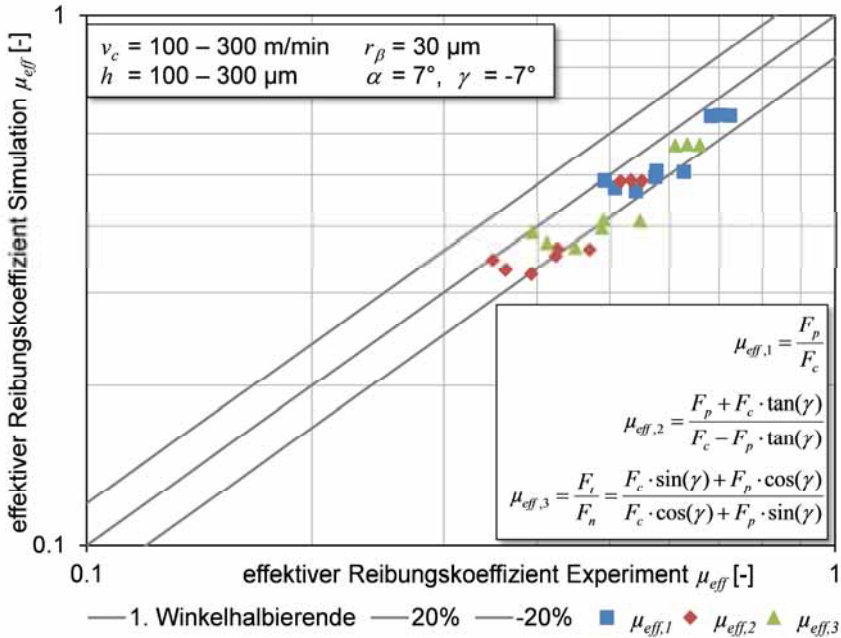


Abbildung 6.17: Analytische Untersuchungen zum Reibungskoeffizienten

Als weitere Messgröße wurden für Schnittgeschwindigkeiten im Bereich  $v_c = 100 \text{ m/min}$  bis  $v_c = 300 \text{ m/min}$  und Spanungsdicke zwischen  $h = 100 \text{ }\mu\text{m}$  und  $h = 300 \text{ }\mu\text{m}$  Temperaturmessungen der Spanunterseite durchgeführt (Messaufbau vgl. Kapitel 4.2) und mit den simulierten Temperaturen an der gleichen Stelle verglichen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6.18 dargestellt und es ist ersichtlich, dass die Temperaturen mit einer Genauigkeit von  $\pm 20\%$  berechnet werden.

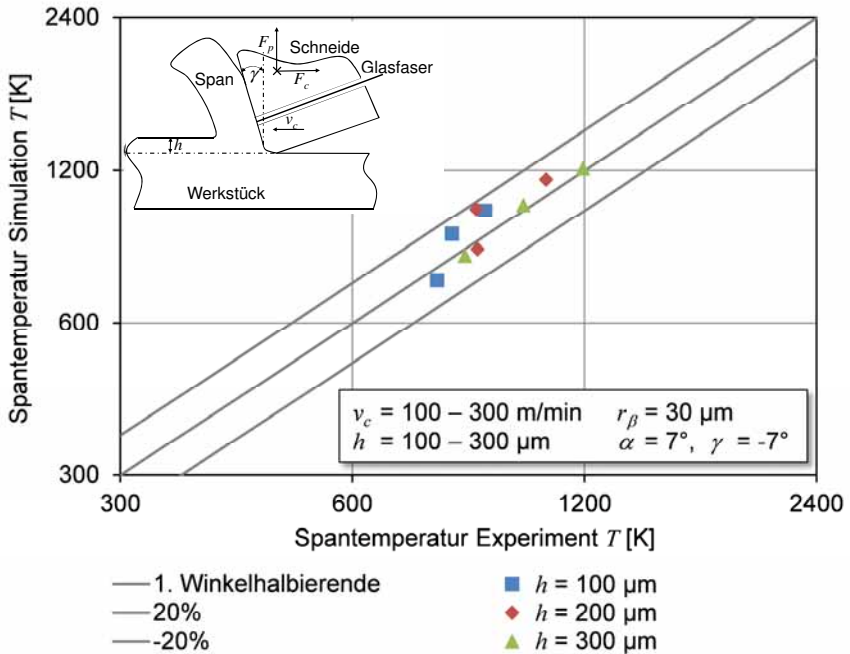


Abbildung 6.18: Vergleich der Temperaturen an der Spanunterseite für Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 100$  m/min bis  $v_c = 300$  m/min und Spanndicken zwischen  $h = 100$   $\mu$ m und  $h = 300$   $\mu$ m

Da das Simulationsmodell der Zerspaltung sowohl als Basis für die Simulation des Werkzeugverschleißes als auch zur Simulation der Oberflächenzustände dient, ist eine Validierung über ein großes Parameterfeld zielführend. Deshalb wurden weitere Zerspaltungssimulationen mit Schnittgeschwindigkeiten zwischen  $1 \text{ m/min} \leq v_c \leq 100 \text{ m/min}$  und Spanndicken im Bereich von  $20 \text{ } \mu\text{m} \leq h \leq 100 \text{ } \mu\text{m}$  durchgeführt und die resultierenden Kräfte sowie die Spanformen mit den experimentell ermittelten und in Kapitel 5.1 dargestellten Werten verglichen.

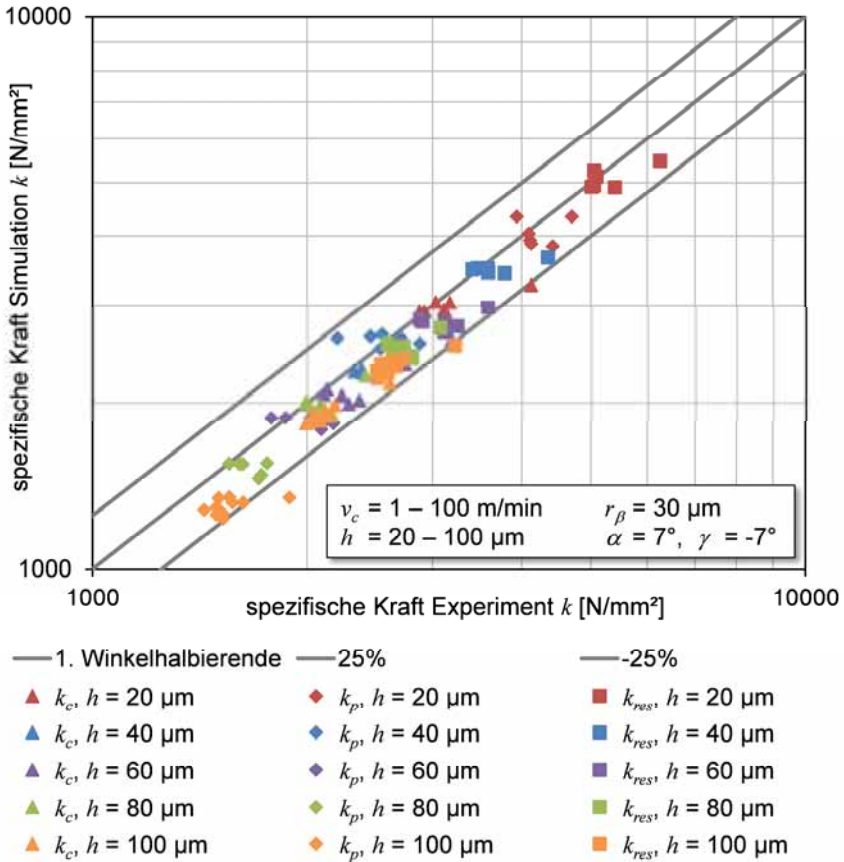


Abbildung 6.19: Vergleich der simulierten mit den experimentell ermittelten spezifischen Kräfte für  $1 \text{ m/min} \leq v_c \leq 100 \text{ m/min}$  und  $20 \text{ } \mu\text{m} \leq h \leq 100 \text{ } \mu\text{m}$

Der Vergleich der spezifischen Schnitt-, Passiv- und resultierenden Kräfte in Abbildung 6.19 zeigt für den untersuchten Bereich zuverlässige Ergebnisse. Tendenziell werden die Kräfte von den Simulationen leicht unterschätzt. Lediglich für einzelne Parameterkombinationen weichen die Kräfte etwas deutlicher ab.

Zur weiteren Bewertung erfolgt ein Vergleich der Spanformen. Hierzu wurden wie in den experimentellen Untersuchungen die maximale Spandicke  $h_{c,max}$ , die minimale Spandicke  $h_{c,min}$  und der Abstand zwischen zwei Segmenten  $d(h_c)$  nach den Simulationen vermessen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6.20 visualisiert.

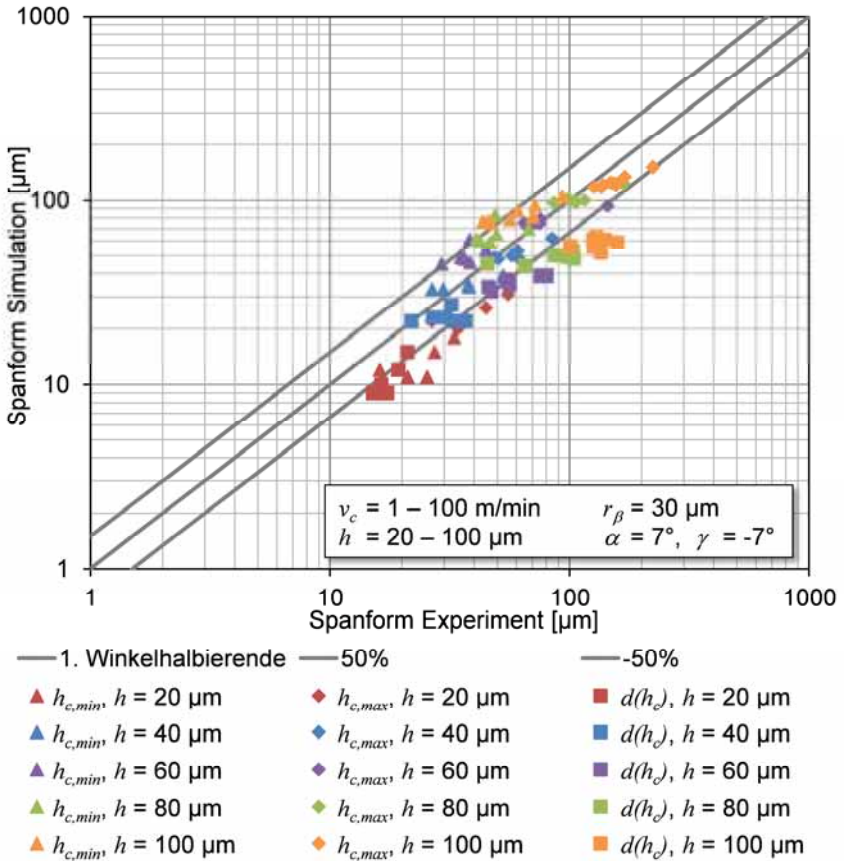


Abbildung 6.20: Vergleich der simulierten mit den experimentell ermittelten Spanformen für  $1 \text{ m/min} \leq v_c \leq 100 \text{ m/min}$  und  $20 \text{ }\mu\text{m} \leq h \leq 100 \text{ }\mu\text{m}$

Sämtliche Spanformen werden von den Simulationen gut vorhergesagt, die Abweichungen sind jedoch im Vergleich zu denen der Kräfte größer. Dies liegt allerdings auch an der Vermessung der realen Späne, da hier aufgrund der visuellen Auswertung Schwankungen auftreten. In der Abbildung 6.21 ist die Variation der Spanform, insbesondere des Segmentabstands, anhand einer erzeugten Spanwurzel zu erkennen. Die Messungen der Spanformen wurden deshalb an allen Spänen mindestens dreimal wiederholt. Die Unsicherheit der Geometrievermessung ist dadurch allerdings nicht vollständig zu vermeiden.

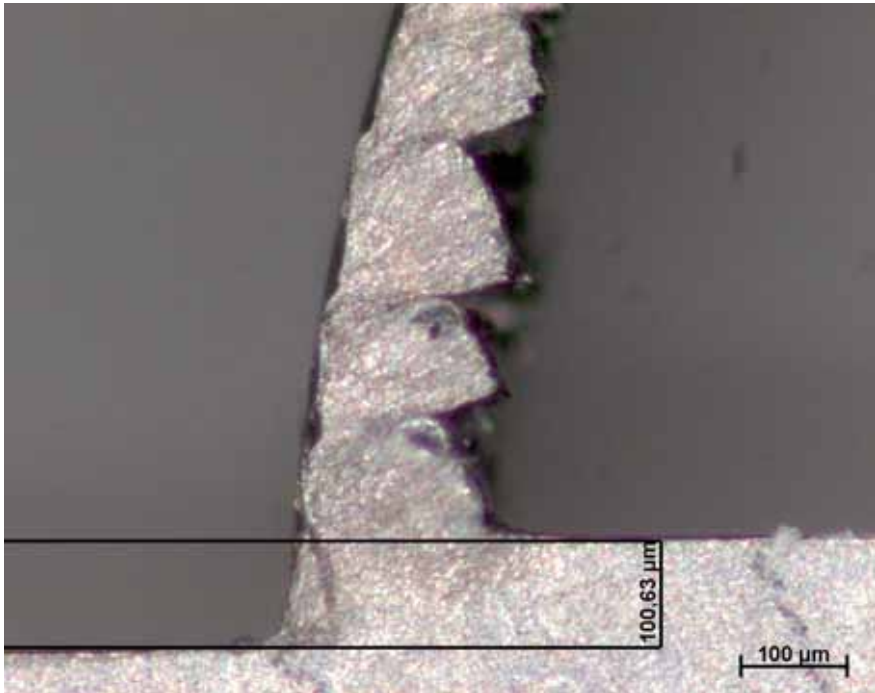


Abbildung 6.21: Spanwurzel bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min und einer Spanungsdicke von  $h = 100$  µm

Die erzielten Ergebnisse weisen für den breit untersuchten Prozessparameterbereich bei den erzielten Kräften und Temperaturen Abweichungen von weniger als  $\pm 25\%$  und bei den Spanformen von  $\pm 50\%$  auf. Da die Zielgrößen der numerischen Simulation des Segmentspanbildungsprozesses die möglichst korrekte Wiedergabe der Kräfte und Temperaturen bei gleichzeitig guter Vorhersagegenauigkeit der Spanformen sind, ist die Eignung des Materialmodells, Reibungsmodells und die Vorgehensweise bei der Beschleunigung des Wärmeflusses im Werkzeug bestätigt, sodass das entwickelte Simulationsmodell unter Verwendung der kontinuierlichen Neuvernetzung für die weiteren Simulationen eingesetzt werden kann.

## 6.2 Simulationsmodell des Werkzeugverschleißes

Für die Simulation des Werkzeugverschleißes wird ein ähnlicher Ansatz verwendet wie er von Yen et al. vorgeschlagen wurde (Abbildung 2.10 des



Kapitels 2.4.2). Die in Kapitel 6.1.4 vorgestellte Beschleunigung des Wärmestroms macht die separate Berechnung der Wärmeströme in einer zusätzlichen, rein thermischen Werkzeugsimulation überflüssig, was bei der Simulation von Segmentspänen aufgrund der schwankenden Werte ohnehin nicht möglich wäre. Somit kann die Verschleißsimulation mit dem in Abbildung 6.22 schematisch dargestellten Ablauf durchgeführt werden.

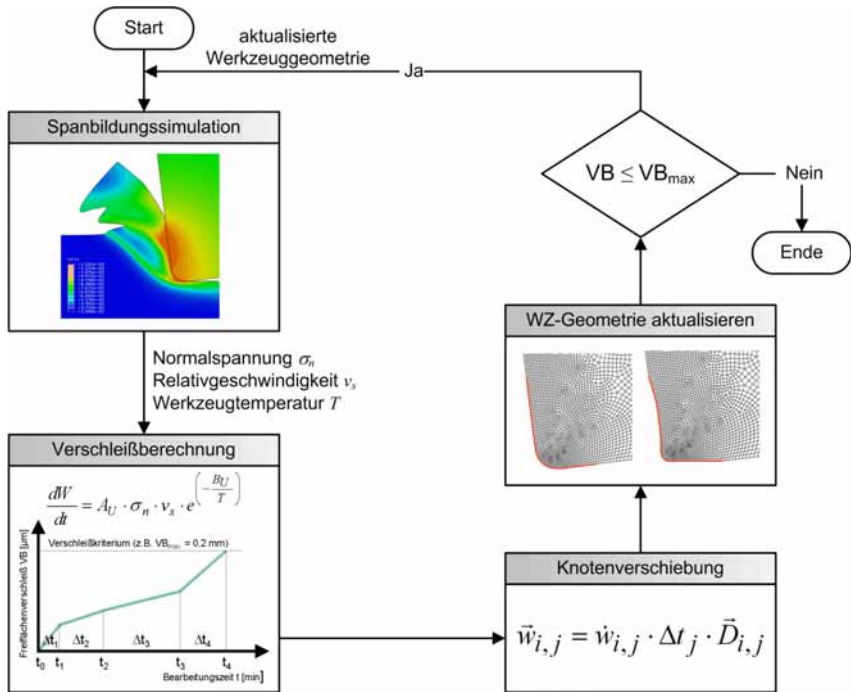


Abbildung 6.22: Schematische Darstellung des Simulationsablaufs zur Berechnung des Werkzeugverschleißes

### 6.2.1 Verschleißmodellierung

Für die Verschleißberechnung wird ein geeignetes Verschleißmodell benötigt, das den Einfluss der mechanischen und der thermischen Belastungen an der Werkzeugschneide berücksichtigt. Wie in Schlussfolgerung 2-4 festgehalten, sind die Verschleißerscheinungen an den Werkzeugen auf unterschiedliche Mechanismen zurückzuführen. Eine eindeutige Trennung der wirkenden Mechanismen ist jedoch bei der Zerspaltung aufgrund der komplexen Belastungen nicht möglich. Die bei der Zerspaltung am Häufigsten auftretenden

Verschleißmechanismen wurden in zahlreichen Publikationen mittels mehrerer Modelle beschrieben, die im Wesentlichen auf zwei unterschiedlichen Annahmen beruhen (Schlussfolgerung 2-6). Um diese Modelle zur Berechnung der Verschleißraten in den Simulationen verwenden zu können, müssen zunächst Spanbildungssimulationen mit unterschiedlichen Prozessparametern und definierten Verschleißzuständen durchgeführt und die Ergebnisse mit denen aus den Langzeitverschleißversuchen (Kapitel 5.2.2) in einen Zusammenhang gebracht werden. Diese Vorgehensweise ist in Abbildung 6.23 dargestellt. Dabei werden jegliche Knoten des simulierten Werkzeugs, die sich in Kontakt befinden, berücksichtigt und deren Verschleißrate  $dW/dt$  zu unterschiedlichen Bearbeitungszeitpunkten berechnet. Da sich die thermischen und mechanischen Belastungen aufgrund der Spansegmentierung periodisch ändern, werden zur Bestimmung der Verschleißraten die integralen Mittelwerte der jeweiligen Belastungen während der Bildung eines Spansegments bestimmt.

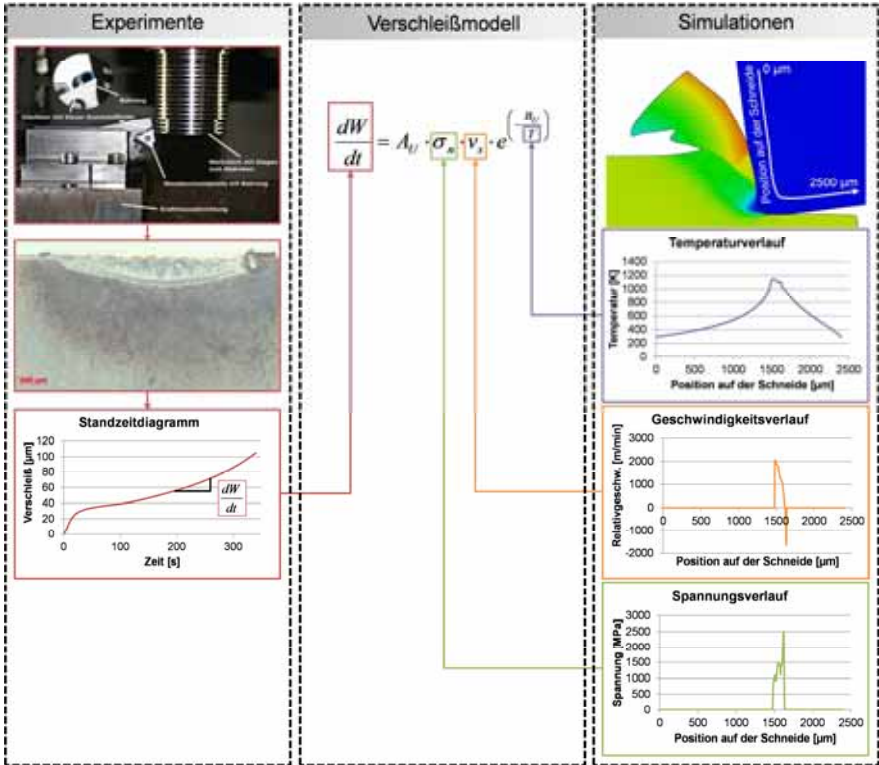


Abbildung 6.23: Vorgehensweise bei der Konstantendeterminierung der Verschleißmodelle

Um eine Vorauswahl der Modelle treffen zu können, wurden die Verschleißraten aus den Experimenten und Simulationen jeweils über dem Druck, der Relativgeschwindigkeit und exponentiell über der Inversen der absoluten Temperatur aufgetragen (Abbildung 6.24). Als statistisches Bewertungsmerkmal wurde das Bestimmtheitsmaß  $R^2$  herangezogen.

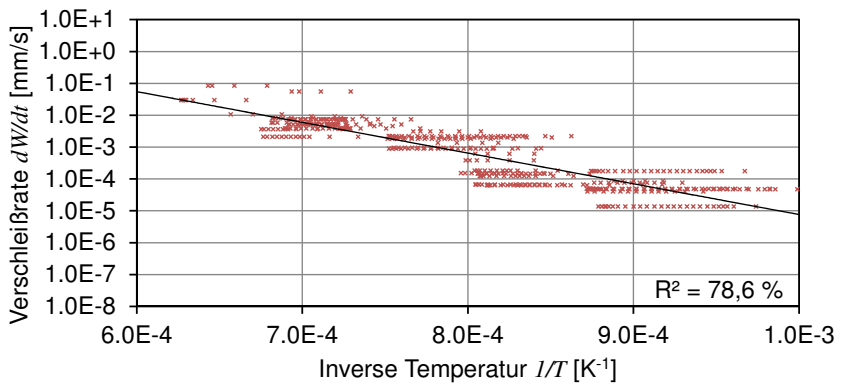
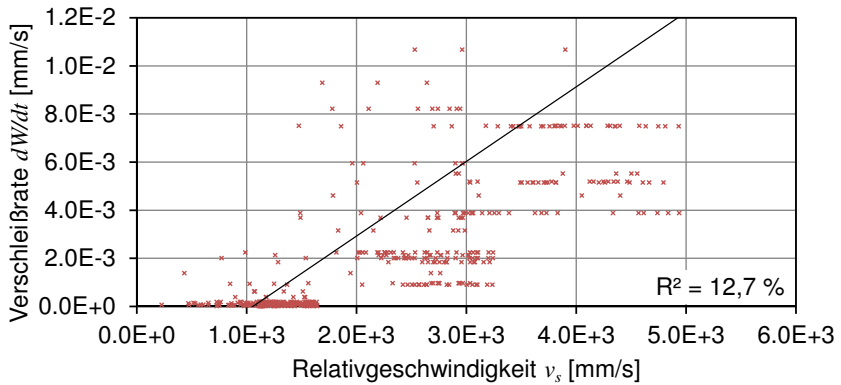
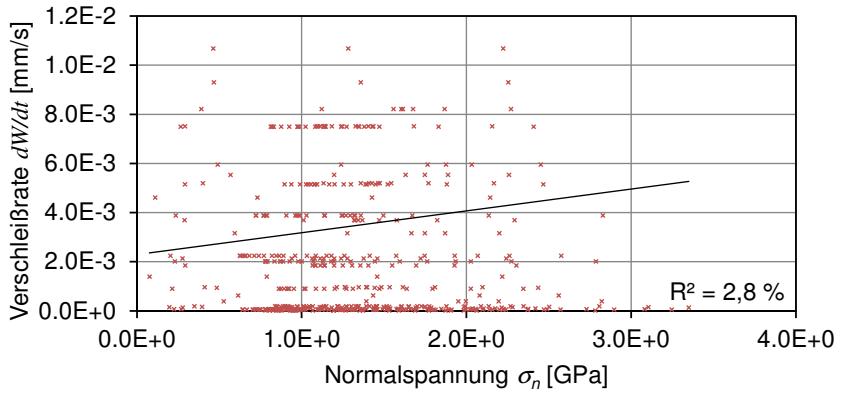


Abbildung 6.24: Vorauswahl der Verschleißmodelle

Wenn die resultierenden Verschleißraten über der Normalspannung aufgetragen werden, dann liegt das Bestimmtheitsmaß bei  $R^2 = 2,8\%$ . Werden sie über der Relativgeschwindigkeit aufgetragen, dann beträgt  $R^2 = 12,7\%$ . Es bestehen dementsprechend keine linearen Zusammenhänge zwischen der Verschleißrate und der Normalspannung beziehungsweise der Relativgeschwindigkeit. Ausschließlich wenn die resultierenden Verschleißraten exponentiell proportional über der Inversen der absoluten Temperatur aufgetragen werden, wird ein Bestimmtheitsmaß erreicht, das die Verwendung der darauf basierenden Verschleißmodelle rechtfertigt ( $R^2 = 78,6\%$ ).

Entsprechend der Vorauswahl bietet sich die Verwendung des Modells nach Usui et al. sowie des Modells nach Takeyama und Murata an. Zur weiteren Identifikation eines geeigneten Verschleißmodells werden die beiden vorausgewählten Modelle zunächst getrennt voneinander und im Anschluss gemeinsam betrachtet. Dabei wird zur Bestimmung der Modellkonstanten die Methode der kleinsten Fehlerquadrate [Gau-09] verwendet, wobei das Minimum mittels des Newton'schen Näherungsverfahrens [New-66] bestimmt wird.

Mit dieser Vorgehensweise konnten die Modellkonstanten für das Modell nach Usui wie folgt berechnet werden:

$$\frac{dW}{dt} = 0,86 \cdot \sigma_n \cdot v_s \cdot e^{\left(\frac{-18769,9}{T}\right)} \quad \text{Formel 6-5}$$

Mit den vorliegenden Werten wird ein Bestimmtheitsmaß von  $R^2 = 92,3\%$  erzielt, sodass es generell für die hier betrachtete Materialpaarung in Frage kommt. Das Verschleißmodell nach Takeyama und Murata ergibt sich nach Berechnung der benötigten Modellkonstanten zu:

$$\frac{dW}{dt} = 0,387 \cdot v_s \cdot e^{\left(\frac{174652}{T}\right)} \quad \text{Formel 6-6}$$

Hiermit wird ein nochmals höheres Bestimmtheitsmaß  $R^2 = 97,0\%$  erzielt, was in Abbildung 6.25 bei der Darstellung der berechneten Verschleißraten exponentiell über der Inversen der Temperatur gut zu erkennen ist.

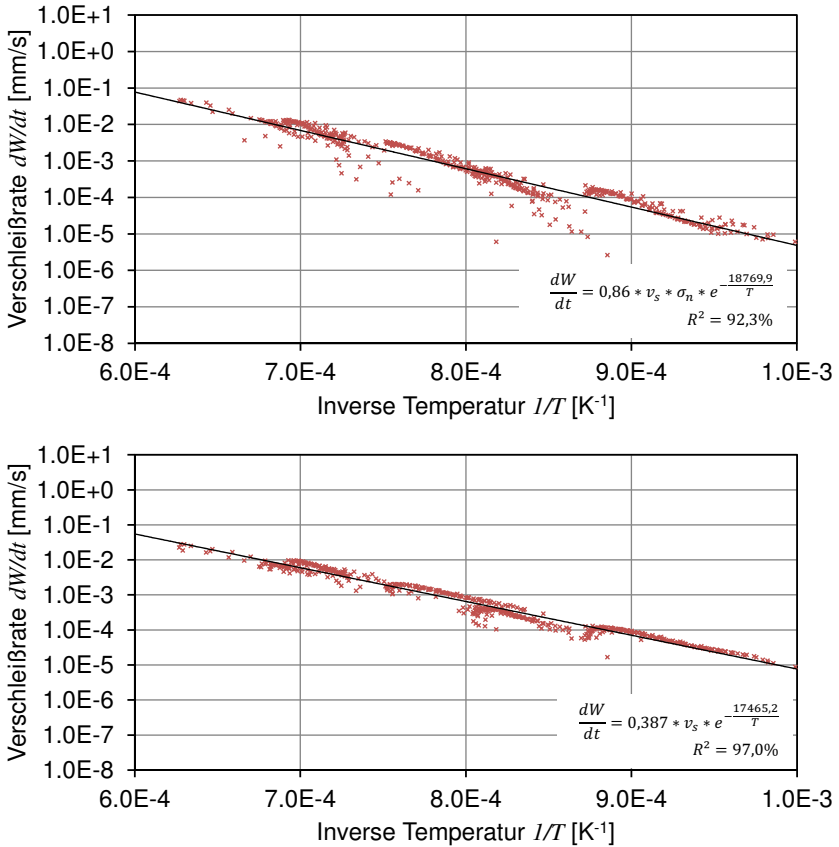


Abbildung 6.25: Berechnete Verschleißraten mit dem Modell nach Usui (oben), sowie Takeyama und Murata (unten)

Da offensichtlich beide Modelle für die Berechnung der Verschleißraten an Hartmetallwerkzeugen bei der Zerspaltung des hier betrachteten Ti-6Al-4V geeignet sind, wurde als dritte Variante eine additive Kombination der Modelle betrachtet, deren Regression folgendes Ergebnis ergab:

$$\frac{dW}{dt} = v_s \cdot \left( 0,387 \cdot e^{-\left(\frac{17465,2}{T}\right)} + 0,28 \cdot \sigma_n \cdot e^{-\left(\frac{18769,9}{T}\right)} \right) \quad \text{Formel 6-7}$$

Wie in Abbildung 6.26 zu erkennen ist, ergibt die additive Kombination der beiden Modelle im Vergleich zu der isolierten Verwendung des Modells nach Takeyama und Murata eine nur geringfügige Verbesserung, was sich auch an der minimalen Erhöhung des Bestimmtheitsmaßes von  $R^2 = 97,2\%$  bemerkbar macht.

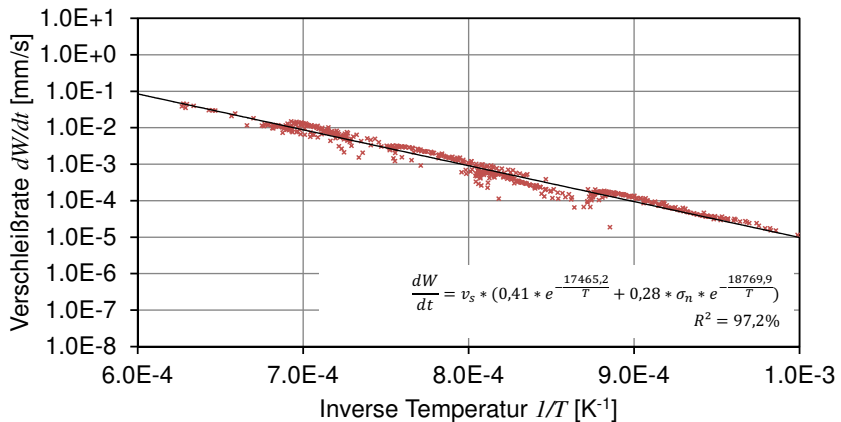


Abbildung 6.26: Berechnete Verschleißraten bei einer additiven Kombination der beiden Modelle nach Usui et al. sowie Takeyama und Murata

Damit stehen drei unterschiedliche Verschleißmodelle zur Verfügung, die für die weitere Verwendung zur Verschleißsimulation mittels der Finite-Elemente-Methode geeignet sind.

## 6.2.2 Berücksichtigung der Spansegmentierung

Alle bisher veröffentlichten Simulationen des Werkzeugverschleißes wurden für Materialien durchgeführt, deren Zerspanung zu Fließspänen führt (Schlussfolgerung 2-15). Da bei der Fließspanbildung die Belastungen an den Werkzeugen quasistationäre Zustände erreichen, ist es in den Simulationen möglich, die Zustände auszuwerten sobald die sogenannte Einlaufphase beendet ist und jegliche Zustandsgrößen konvergiert haben. Die Segmentierung der hier betrachteten Titanlegierung Ti-6Al-4V macht eine andere Herangehensweise notwendig, da die Zustände nicht einen konstanten Wert anstreben, sondern periodisch um einen Mittelwert herum schwanken. Dabei beginnt jede Periode mit der Neubildung eines Segments und endet mit der Neubildung des darauffolgenden Segments. Die zyklische Belastung ist in

Abbildung 6.27 anhand der Schnitt- und Passivkräfte sowie der Temperatur an der Schneidenspitze zu sehen.

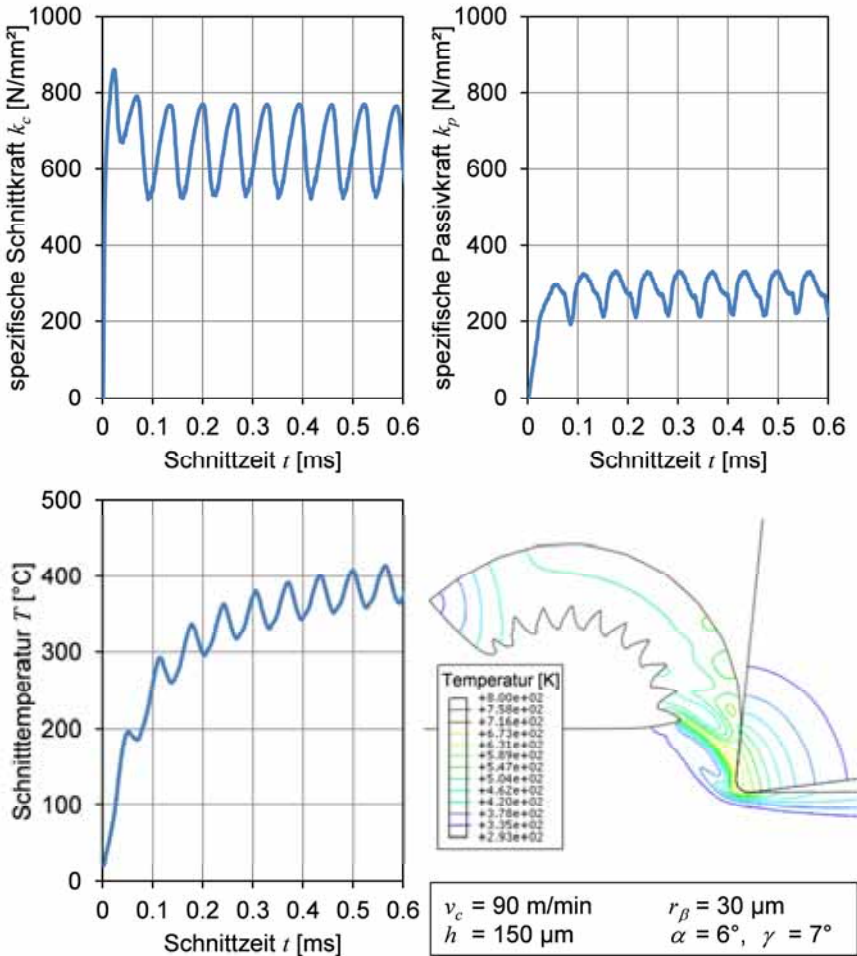


Abbildung 6.27: Zyklische mechanische und thermische Belastung bei der Segementspanbildung von Ti-6Al-4V mit  $v_c = 90$  m/min,  $h = 150$   $\mu\text{m}$ ,  $\alpha = 6^\circ$ ,  $\gamma = 7^\circ$ ,  $r_\beta = 30$   $\mu\text{m}$

Damit die Werkzeugbelastungen während der Bildung eines einzelnen Segments in den Spanbildungssimulationen ausgewertet werden können, muss die



Segmentierung automatisiert erkannt werden. Dabei ist das Ziel, dass die Segmentierungsfrequenz bereits während der Simulation erkannt wird, sodass die Berechnung direkt nach der gewünschten Anzahl an Segmenten unterbrochen werden kann und dadurch keine unnötige Weiterberechnung erfolgen muss. Da die resultierenden Kräfte leichten numerischen Schwankungen unterliegen und kurzzeitige Ausreißer aufweisen können, ist es nicht möglich, die Maximal- und Minimalwerte der Kräfte auszuwerten. Deshalb wurden die an der Werkzeugschneide angreifenden Belastungen auf ihre Eignung für eine automatisierte Segmentierungserkennung analysiert, mit dem Ergebnis, dass es an der Spanfläche einen Bereich gibt, an den sich die Späne zu Beginn eines neuen Segments anpressen und am Ende einer Segmentbildung wieder ablösen. Da die Relativgeschwindigkeiten in diesem Bereich durch das Ablösen des Spans auf Null absinken, ist es möglich diese zur automatisierten Erkennung der Segmentierung zu verwenden. Um den Einfluss unterschiedlicher Schnittgeschwindigkeiten auszuschließen, werden die Relativgeschwindigkeiten normiert. Dazu wird ihnen der Wert 1 zugewiesen, sobald sie ungleich 0 sind. Ansonsten erhalten sie den Wert 0. In Abbildung 6.28 ist die normierte mittlere Relativgeschwindigkeit des oben beschriebenen Bereichs über der Zeit aufgetragen (grüne Linie). Zusätzlich ist in diesem Diagramm der aktuelle Mittelwert der normierten mittleren Relativgeschwindigkeit dargestellt (lila Linie). Jedes Mal, wenn der aktuelle Wert den Mittelwert von oben nach unten schneidet, ist die Bildung eines Segments beendet. Da es vorkommen kann, dass die grüne Kurve die lila Kurve durch kleine Schwankungen direkt hintereinander zweimal schneidet, wird zusätzlich eine Freigabevariable verwendet (rote Linie in Abbildung 6.28), mit welcher die Segmentierungserkennung erst freigegeben wird, wenn die aktuelle Abweichung der normierten mittleren Relativgeschwindigkeit eine definierte Toleranz der minimalen Abweichung überschritten hat. Die in Abbildung 6.28 dargestellte Segmentierungserkennung bezieht sich auf die in Abbildung 6.27 gezeigten Simulationsergebnisse. Anhand der zusätzlich dargestellten resultierenden Schnittkraft (blaue Kurve) ist erkennbar, dass die automatisierte Segmentierungserkennung gut funktioniert.

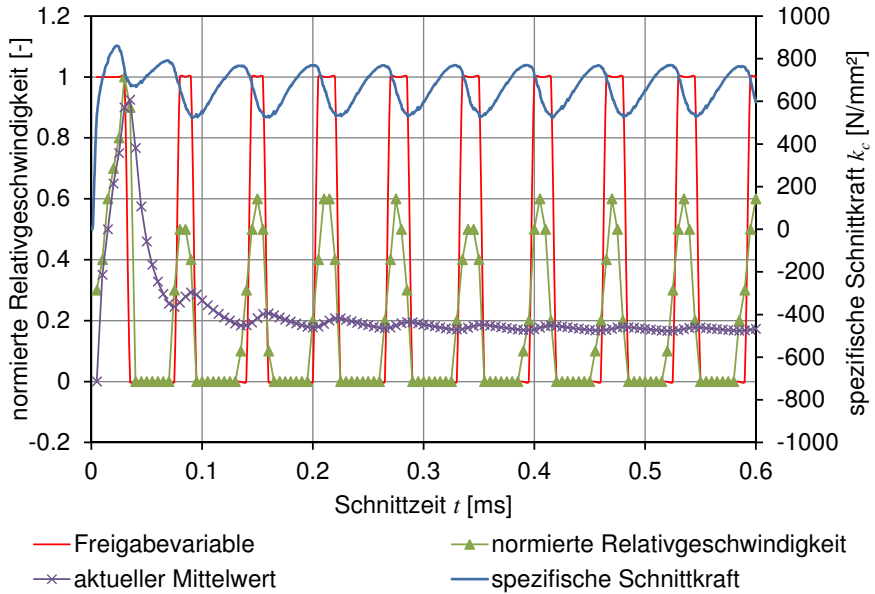


Abbildung 6.28: Automatisierte Erkennung der Spansegmentierung

### 6.2.3 Berechnung verschlissener Werkzeuggeometrien

Durch die Segmentierungserkennung wird es möglich, für jeden Werkzeugknoten die integral gemittelte Belastung während der Bildung eines einzelnen Spansegments zu ermitteln. Diese wird benötigt, um mit einem der zur Verfügung stehenden Verschleißmodelle für jeden einzelnen Werkzeugknoten die Verschleißrate, also die Verschiebung pro Zeiteinheit, zu berechnen. Die Verschiebung erfolgt an der Spanfläche und im Bereich der Schneidkantenverrundung orthogonal zur Oberfläche der Werkzeugschneide und entlang der Freifläche in vertikale Richtung nach oben. Als Trennpunkt zwischen Span- und Freifläche dient hier stets der in Vertikalrichtung niedrigste Knoten der Werkzeuge (siehe Abbildung 6.29).

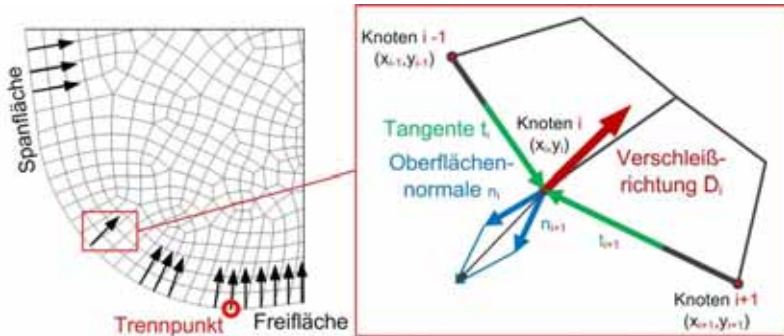


Abbildung 6.29: Verschleißrichtung an der Werkzeuroberfläche

Der Wert der aktuellen Verschleißmarkenbreite  $VB$  wird berechnet als Abstand zwischen der Spanfläche und dem letzten an der Freifläche verschobenen Knoten. Zu Beginn einer Simulation wird die zulässige Verschleißmarkenbreite pro Berechnungspunkt  $\Delta VB$  vorgegeben, sodass damit die Berechnung der Schnittzeit zwischen zwei aufeinanderfolgenden Verschleißberechnungen  $\Delta t$  in Abhängigkeit der vorliegenden Werkzeugbelastung sowie der Verschleißzunahme  $\Delta W$  erfolgen kann. Die mit dieser Vorgehensweise erzeugbare schrittweise Änderung der Werkzeuggeometrie ist in Abbildung 6.30 exemplarisch für eine Simulation mit der Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 100 \text{ m/min}$  und der Spanungsdicke  $h = 100 \mu\text{m}$  bis zu einem Verschleißzustand von knapp über  $80 \mu\text{m}$  dargestellt.

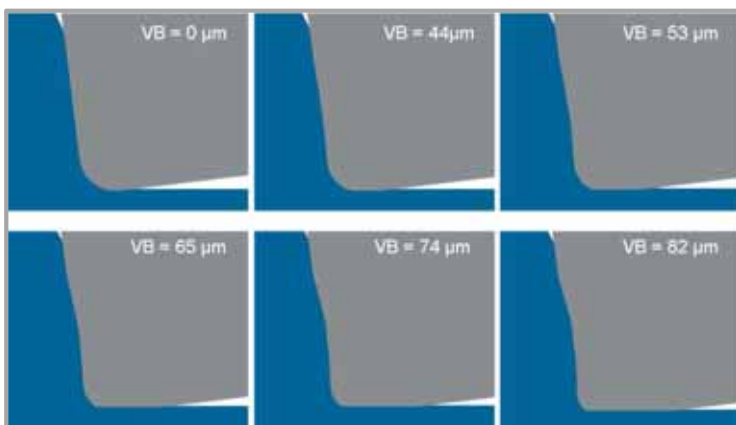


Abbildung 6.30: Geometrische Entwicklung des simulierten Werkzeugverschleißes mit  $v_c = 100 \text{ m/min}$  und  $h = 100 \mu\text{m}$

## 6.2.4 Auswahl des Verschleißmodells

Zur Auswahl eines der in Kapitel 6.2.1 ermittelten Verschleißmodelle wurde für die Parameterkombination  $v_c = 100$  m/min,  $h = 100$   $\mu\text{m}$  mit jedem der Verschleißmodelle jeweils eine Simulation durchgeführt. Die simulierten Standzeitdiagramme sind in Abbildung 6.31 der experimentell erzeugten Standzeitkurve gegenübergestellt. Mit dieser Gegenüberstellung wird die aufgrund des sehr hohen Bestimmtheitsmaßes bereits vermutete Eignung aller drei Modelle bestätigt, sodass die weiteren Analysen theoretisch mit allen drei Modellen durchgeführt werden könnten. Da die additive Kombination das minimal höhere Bestimmtheitsmaß aufweist, wurden die weiteren Analysen mit diesem Verschleißmodell durchgeführt.

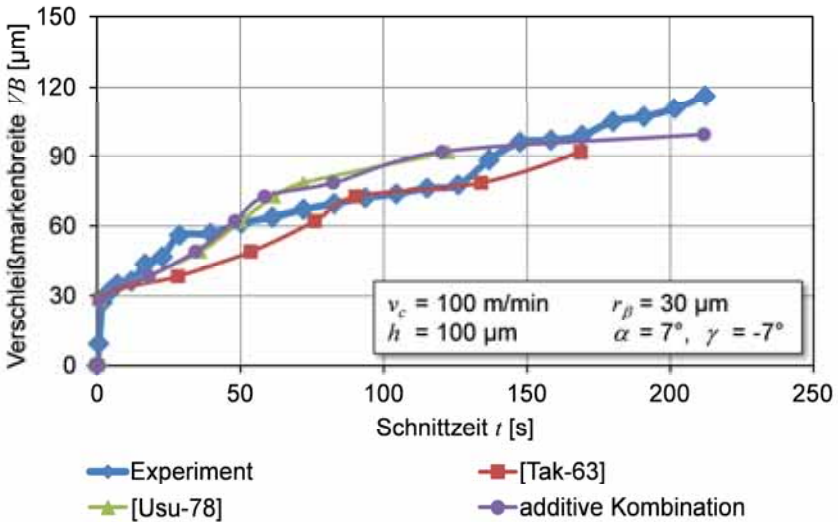


Abbildung 6.31: Vergleich der drei identifizierten Verschleißmodelle bei der Spannungsdicke  $h = 100$   $\mu\text{m}$  und der Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 100$  m/min

Zur Validierung des kompletten Modells zur Werkzeugverschleißsimulation wurden zwei weitere Simulationen mit den für die Titanbearbeitung recht hohen Schnittgeschwindigkeiten  $v_c = 200$  m/min und  $v_c = 300$  m/min durchgeführt und mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. In der Abbildung 6.32 ist die gute Vorhersagequalität bei der Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 200$  m/min und in Abbildung 6.33 bei der sehr hohen Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 300$  m/min zu erkennen.

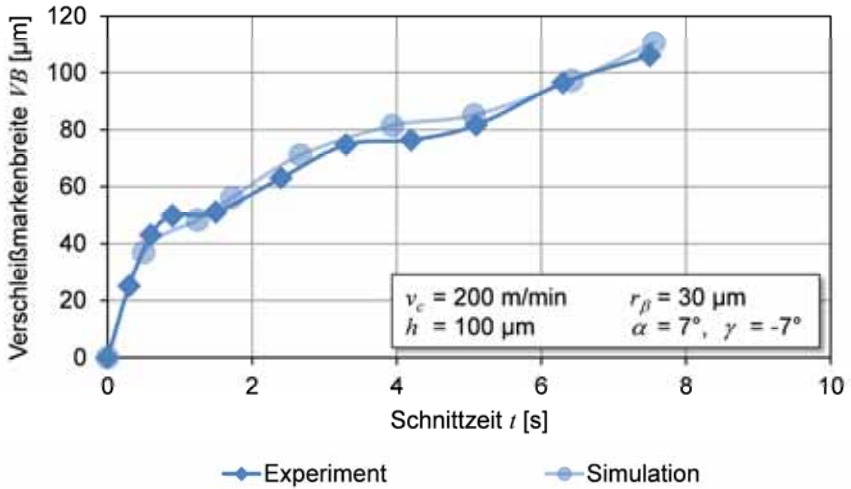


Abbildung 6.32: Vergleich der experimentell und simulativ ermittelten Verschleißmarkenbreite bei der Spanungsdicke  $h = 100 \mu\text{m}$  und der Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 200 \text{ m/min}$

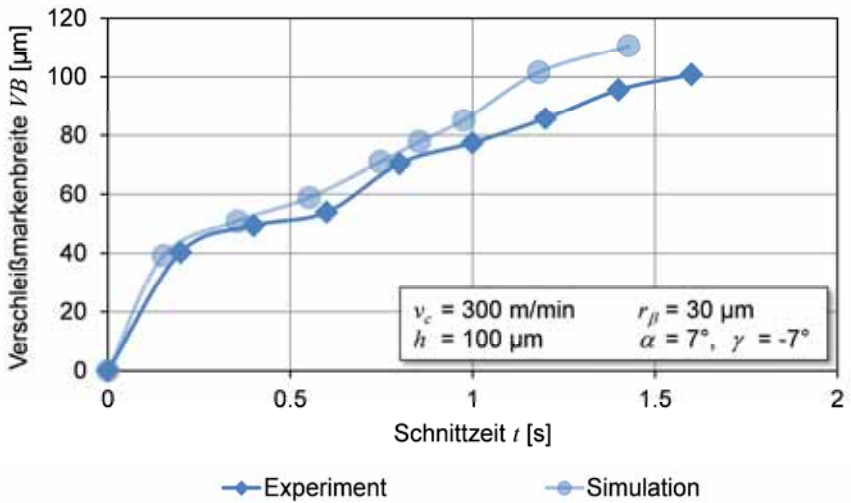


Abbildung 6.33: Vergleich der experimentell und simulativ ermittelten Verschleißmarkenbreite bei der Spanungsdicke  $h = 100 \mu\text{m}$  und der Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 300 \text{ m/min}$

### 6.3 Simulationsmodell zur Randschichtcharakterisierung

Zur Simulation von zerspanungsbedingten Randschichtzuständen müssen einige Bedingungen erfüllt sein, auf die im Folgenden eingegangen wird. Alle Zerspanungssimulationsmodelle mit Elementlöschung zur Realisierung der Spannbildung eignen sich nicht für die Vorhersage von Randschichtzuständen, da durch das Löschen der Elemente wichtige Informationen gerade in dem Bereich verloren gehen, der eigentlich in die neuausgebildete Oberfläche des Bauteils übergehen würde. Des Weiteren ist es erforderlich, dass die mechanischen und thermischen Belastungen während der Zerspanung exakt vorhergesagt werden, was über einen Vergleich der Kräfte und Temperaturen mit Experimenten validiert werden kann. Dadurch wird sichergestellt, dass sich das Simulationsmodell inklusive des verwendeten Reibungs- und Materialmodells eignet. Eine weitere Voraussetzung ist, wie auch bei der Simulation von Werkzeugverschleiß, dass die Zustände während der Zerspanung einen quasistationären Zustand erreicht haben. Da es sich bei Eigenspannungen um die Spannungen handelt, die ohne äußere Einwirkungen innerhalb eines festen Körpers vorliegen, muss das Werkstück nach der Zerspanungssimulation sowohl mechanisch als auch thermisch entlastet werden.

Bis auf die zuletzt genannte mechanische und thermische Entlastung des Werkstücks werden jegliche Anforderungen von dem in Kapitel 6.1 vorgestellten Simulationsmodell erfüllt. Deshalb kann direkt nach erfolgter Zerspanungssimulation in einem zusätzlichen Schritt die mechanische und thermische Entlastung vorgenommen werden. Dazu wird die Schneide diagonal nach hinten aus dem Eingriff mit dem Werkstück genommen und anschließend das Bauteil bis auf Raumtemperatur abgekühlt. Dadurch relaxiert das Bauteil und es kommt zu einer Änderung der Tiefenverläufe, wie in Abbildung 6.34 exemplarisch dargestellt.

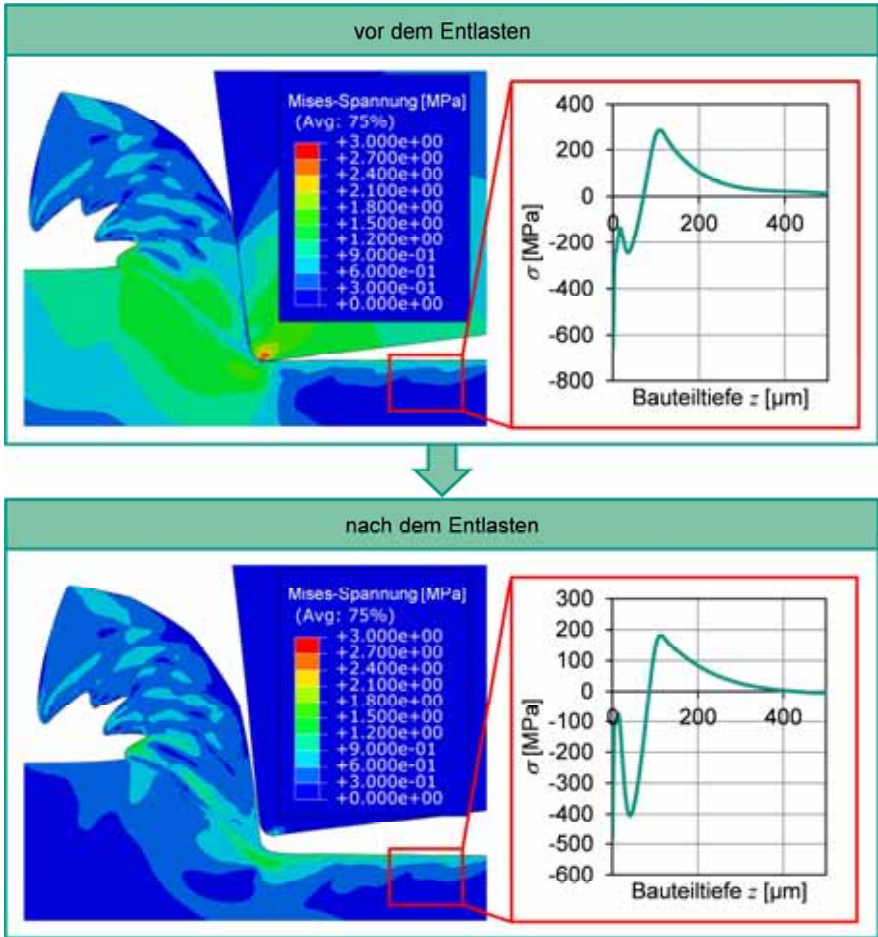


Abbildung 6.34: Vorgehensweise bei der mechanischen und thermischen Entlastung der Werkstücke nach der Zerspanung

Da sich die Zustände bei der hier betrachteten Titanlegierung bedingt durch die Spansegmentierung periodisch verändern, variiert der resultierende Oberflächenzustand dadurch ebenfalls während der Bildung eines einzelnen Segments (siehe Abbildung 6.35). Um diesen Effekt bei der Erstellung von Tiefenprofilen zu berücksichtigen, wird die Oberfläche, die während der Bildung eines einzelnen Segments entstanden ist, in 10 gleichmäßige Bereiche unterteilt und jeweils am Anfang und am Ende jeden Bereichs ein Tiefenprofil erstellt. Der

Mittelwert der dadurch entstehenden 11 Tiefenprofile wird dann für die weiteren Betrachtungen verwendet.

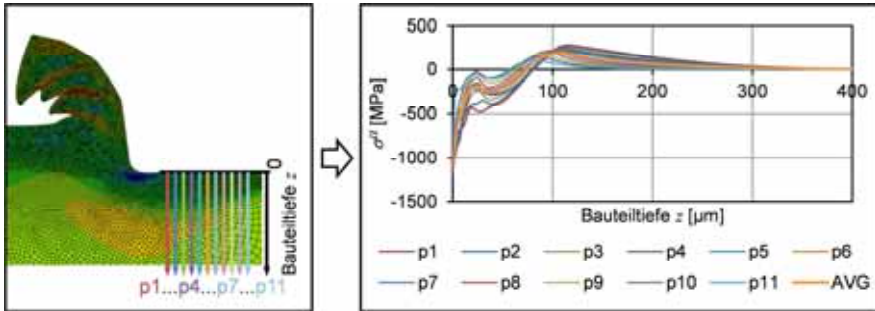


Abbildung 6.35: Berücksichtigung der Spansegmentierung bei der Auswertung der Tiefenprofile

Mit dem in dieser Arbeit verwendeten Simulationsmodell können Tiefenverläufe für die Eigenspannungen in Schnittrichtung  $\sigma^{\parallel}$  und orthogonal zur Schnittrichtung  $\sigma^{\perp}$ , sowie für die plastischen Dehnungen berechnet werden.

Zur Validierung des Simulationsmodells werden die experimentellen Ergebnisse aus dem Kapitel 5.3.2 mit berechneten Simulationsergebnissen verglichen (siehe Abbildung 6.36). Die berechneten Werte für die beiden Spannungsdicken  $h = 50 \mu\text{m}$  und  $h = 150 \mu\text{m}$  liegen sehr nahe an den experimentellen Ergebnissen. Die Ergebnisse für eine Spannungsdicke von  $h = 100 \mu\text{m}$  werden in den Simulationen nicht erreicht. Bei Betrachtung der experimentell ermittelten Tiefenprofile fällt auf, dass der Verlauf für eine Spannungsdicke von  $h = 150 \mu\text{m}$  zwischen denen mit  $h = 50 \mu\text{m}$  und  $h = 100 \mu\text{m}$  liegt. Unter der Annahme, dass höhere Spannungsdicken eine größere Tiefenwirkung auf die Bauteilzustände haben, erscheint das simulative Ergebnis plausibler als das experimentelle, sodass davon ausgegangen wird, dass es bei der Spannungsdicke  $h = 100 \mu\text{m}$  zu Ungenauigkeiten in den experimentellen Analysen gekommen ist.



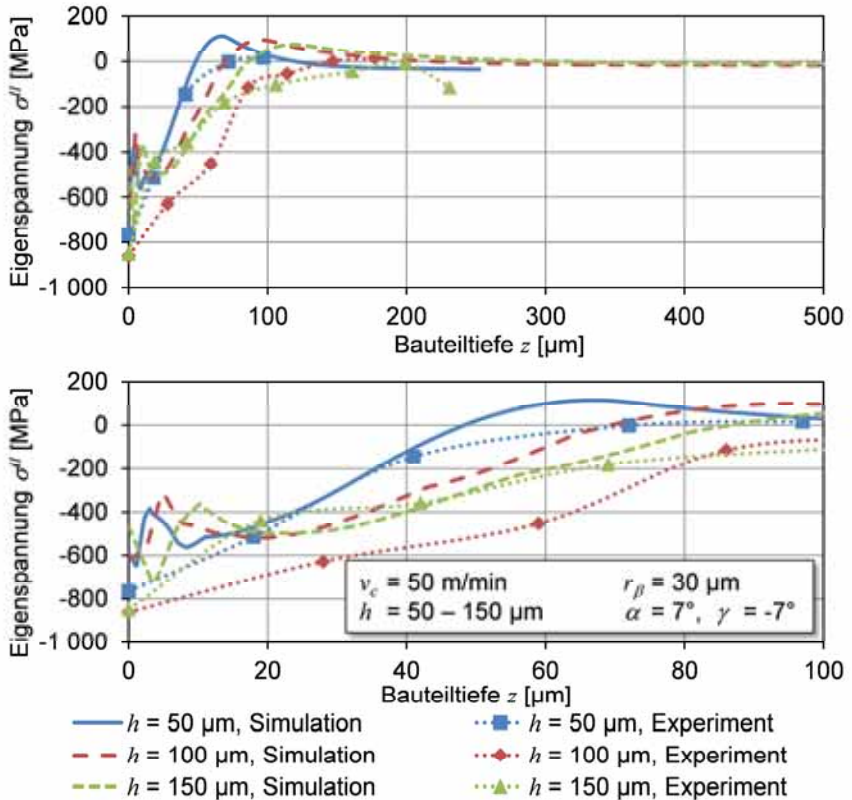


Abbildung 6.36: Validierung der Simulationsergebnisse bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 50 \text{ m/min}$

Ein zusätzlicher Abgleich erfolgt anhand der Eigenspannungswerte direkt an der Oberfläche parallel und orthogonal zur Schnittrichtung. In Abbildung 6.37 ist der Einfluss des Werkzeugverschleißes dargestellt. Die resultierenden Druckeigenspannungen in Schnittrichtung und die Zugeigenspannungen parallel zur Schnittrichtung werden von den Simulationen ebenso abgebildet, wie die mit zunehmendem Werkzeugverschleiß ansteigenden Eigenspannungen in beide Richtungen.

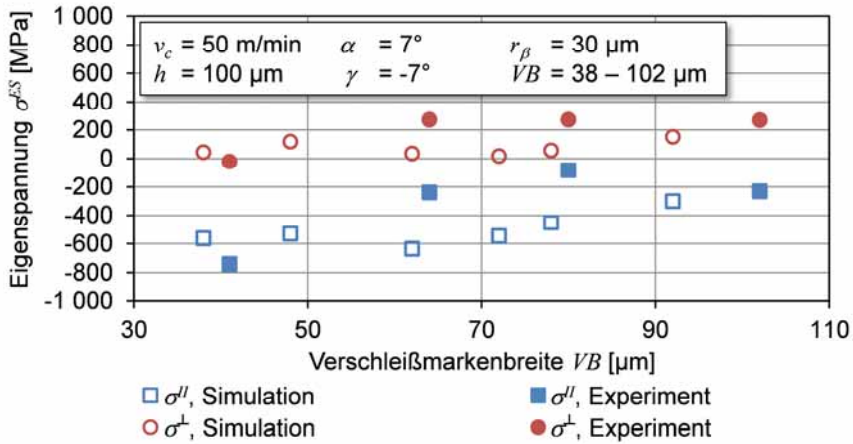


Abbildung 6.37: Validierung der Simulationsergebnisse für zunehmenden Werkzeugverschleiß

Der Vergleich der Simulationsergebnisse mit den experimentellen Daten bestätigt die Eignung des Simulationsmodells zur Berechnung der resultierenden Eigenspannungen. Dies ist im Wesentlichen auf die verwendete Methode zur Realisierung der Spanbildung (vgl. Kapitel 6.1.3) sowie die guten Übereinstimmungen der Kräfte, Temperaturen und Spanformen (vgl. Kapitel 6.1.4) zurückzuführen.

## 6.4 Modell zur Bewertung der Eigenspannungen

Zur Bewertung der berechneten Eigenspannungstiefenverläufe im Hinblick auf die Lebensdauer von Komponenten wurde ein Modell mit der Software AFGROW (Version 4.0009e.12) aufgebaut. Damit ist es möglich das Komponentenverhalten unter zyklischer Belastung bezüglich Rissausbreitung und erreichbarer Lebensdauer zu bewerten. Zur Berechnung der Rissfortschrittsrate  $\frac{da}{dN}$  wurde die von der NASA empirisch entwickelte NASGRO-Gleichung, die auch als Forman-Mettu-Gleichung bekannt ist, gewählt:

$$\frac{da}{dN} = C_{FM} \left( \frac{1-f_N}{1-R} \cdot \Delta K_I \right)^{n_{FM}} \cdot \left( 1 - \frac{\Delta K_{I,th}}{\Delta K_I} \right)^p \cdot \left( 1 - \frac{K_{I,max}}{K_{IC}} \right)^q$$

Formel 6-8

Dabei ist  $R$  das Spannungsverhältnis aus minimaler Spannung  $\sigma_{min}$  zu maximaler Spannung  $\sigma_{max}$ .  $C_{FM}$ ,  $n_{FM}$ ,  $p$  und  $q$  sind Materialkonstanten, deren jeweiliger Einfluss auf die Rissfortschrittskurve in Abbildung 6.38 dargestellt ist.  $C_{FM}$  bestimmt die Risswachstumsrate in Bereich 2, während  $n_{FM}$  die Steigung festlegt.  $p$  und  $q$  beschreiben die Übergänge zwischen den drei Bereichen.  $\Delta K_I$  ist die Schwingweite des Spannungsintensitätsfaktors (SIF),  $K_{I,max}$  der maximale SIF,  $\Delta K_{I,th}$  der Schwellenwert des SIF, und  $K_{IC}$  die Risszähigkeit. Eine optimale Anpassung der Rissfortschrittskurve ist laut [Ric-09] von Bedeutung, da gerade im Bereich des Schwellenwerts  $\Delta K_{I,th}$  kleine Abweichungen zu erheblichen Lebensdauerunterschieden führen. Dieser Einfluss zeigt sich im Vergleich zu der häufig verwendeten Paris-Gleichung, die im Gegensatz zu der Forman-Mettu-Gleichung die gesamte Rissfortschrittskurve, das Spannungsverhältnis sowie Riss schließen nicht berücksichtigt:

$$\frac{da}{dN} = C_p \cdot \Delta K_I^{m_p} \tag{Formel 6-9}$$

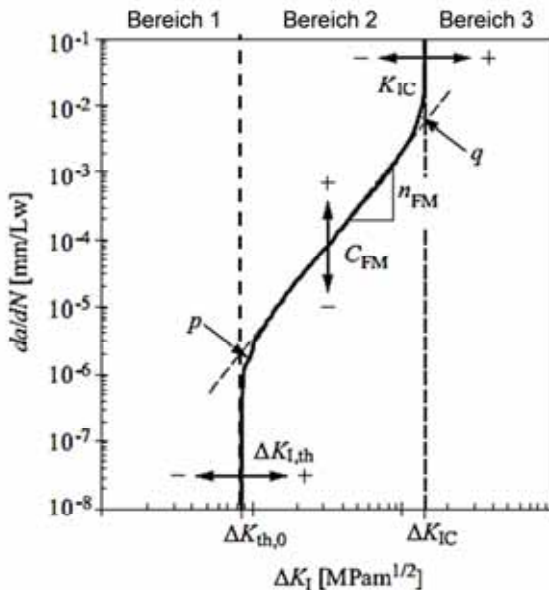


Abbildung 6.38: Einfluss der Materialparameter auf die Forman-Mettu-Gleichung, nach [Ric-09]

Riss-schließen und -öffnen wird über die Newman-Funktion  $f_N$  berücksichtigt, die dem Verhältnis aus Rissöffnungs-SIF  $K_{I,op}$  und maximalem SIF  $K_{I,max}$  entspricht:

$$f_N = \frac{K_{I,op}}{K_{I,max}} = \begin{cases} \max(R, A_0 + A_1 \cdot R + A_2 \cdot R^2 + A_3 \cdot R^3) & R \geq 0 \\ A_0 + A_1 \cdot R & -1 \leq R < 0 \end{cases} \quad \text{Formel 6-10}$$

Dabei sind  $A_0$ ,  $A_1$ ,  $A_2$  und  $A_3$  Polynomfunktionen, die von Newman an experimentelle Ergebnisse mittels mittig angerissener Zugproben (CCT=Center-Cracked-Tension Specimen) angepasst wurden [New-84]:

$$A_0 = (0,825 - 0,34 \cdot \alpha_n + 0,05 \cdot \alpha_n^2) \left[ \cos \left( \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\sigma_{max}}{\sigma_F} \right) \right]^{\alpha_n} \quad \text{Formel 6-11}$$

$$A_1 = (0,415 - 0,071 \cdot \alpha_n) \cdot \frac{\sigma_{max}}{\sigma_F} \quad \text{Formel 6-12}$$

$$A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3 \quad \text{Formel 6-13}$$

$$A_3 = 2 \cdot A_0 + A_1 - 1 \quad \text{Formel 6-14}$$

Der in der Newman-Funktion verwendete Faktor  $\alpha_n$  ist materialabhängig und variiert laut [Ric-09] zwischen 1 für den ebenen Spannungszustand und 3 für den ebenen Verzerrungszustand. Für Werkstoffe mit einem niedrigen Verhältnis aus Risszähigkeit zu Streckgrenze (wie bspw. bei hochfesten Stählen oder der hier betrachteten Titanlegierung Ti-6Al-4V) werden relativ hohe Werte (2,5 und höher) für  $\alpha_n$  verwendet [Nas-02].

Der Schwellenwert des SIF  $\Delta K_{I,th}$  wird in AFGROW unter Berücksichtigung der Newman-Funktion  $f_N$ , dem Spannungsverhältnis  $R$ , einer intrinsischen Risslänge  $a_0 = 3,81 \text{ E-5 m}$ , dem zyklischen Schwellenwert-SIF bei  $R = 0$   $\Delta K_{I,0}$  sowie dem Schwellenwertkoeffizienten  $C_{th}$  wie folgt berechnet [Har-03]:

$$\Delta K_{I,th} = \frac{\Delta K_{I,0} \cdot \left( \frac{a}{a + a_0} \right)^{\frac{1}{2}}}{\left( \frac{1 - f_N}{(1 - A_0) \cdot (1 - R)} \right)^{(1 + C_{th} \cdot R)}} \quad \text{Formel 6-15}$$

Sämtliche Werte der oben genannten Parameter wurden der Materialdatenbank von AFGROW entnommen, die alleine für Ti-6Al-4V 28 verschiedene Produktformen und Wärmebehandlungszustände mittels unterschiedlicher Parametersätze für die Risswachstumskurve berücksichtigt. Für die weiteren

Untersuchungen wurde unter Berücksichtigung des Datenblatts (siehe Anhang A), der für die experimentellen Untersuchungen verwendeten Materialproben, der Zustand „mill annealed 1350 F, 2 h“ gewählt, dessen Material- und Parameterwerte in der Tabelle 6.5 zusammengefasst sind.

*Tabelle 6.5: Material- und Parameterwerte für Ti-6Al-4V (MA, 1350 F, 2 h) aus der Materialdatenbank von AFGROW*

Parameter	Einheit	Wert
E-Modul $E$	[GPa]	110,316
Poisson-Zahl $\nu$	[-]	0,31
Thermischer Ausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	[K <sup>-1</sup> ]	8,8 E-6
Zugfestigkeit $R_m$	[MPa]	1006,67
Streckgrenze $R_{es}$	[MPa]	951,476
Risszähigkeit $K_{IC}$	[MPa·m <sup>1/2</sup> ]	54,942
Schwellenwert-SIF bei $R = 0$ $\Delta K_{I,0}$	[MPa·m <sup>1/2</sup> ]	3,846
Konstante der FM-Gleichung $C_{FM}$	[-]	4,8197 E-11
Konstante der FM-Gleichung $n_{FM}$	[-]	3,01
Konstante der FM-Gleichung $p$	[-]	0,25
Konstante der FM-Gleichung $q$	[-]	0,75
Faktor der Newman-Funktion $\alpha_N$	[-]	2,5
Schwellenwertkoeffizient $C_{th}$	[-]	1,8
Verhältnis Maximalspannung zu Fließspannung $\sigma_{max}/\sigma_f$	[-]	0,3

Damit ist die Rissfortschrittsskurve vollständig definiert und kann für verschiedene Spannungsverhältnisse  $R$  berechnet werden. In Abbildung 6.39 ist die berechnete Rissfortschrittsskurve für ein Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$  dargestellt.

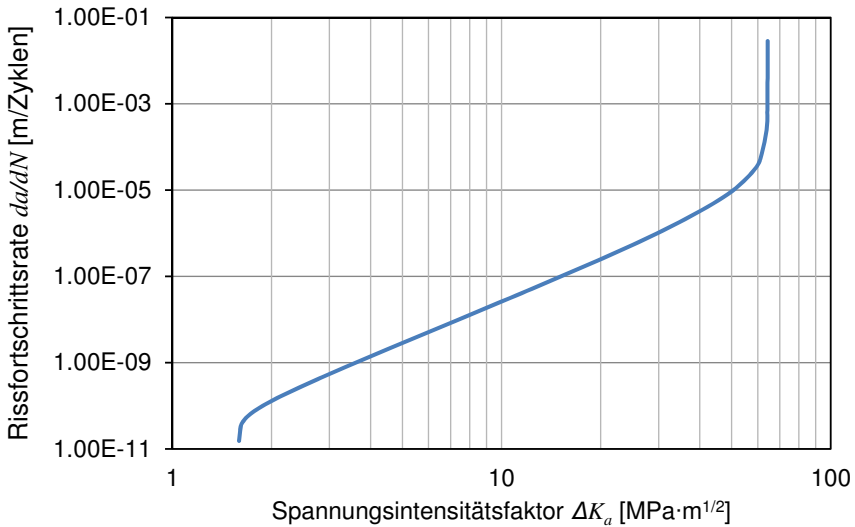


Abbildung 6.39: Rissfortschrittskurve für Ti-6Al-4V (MA, 1350 F, 2 h) bei einem Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$

Als Modelltyp wurde ein halb-elliptischer Oberflächenanriss an einem rechteckigen Bauteil mit einer Breite von  $w = 100$  mm und einer Tiefe von  $t = 100$  mm gewählt. Die Anfangsrislänge  $a$  und die Anfangsrisbreite  $c$  wurden mit  $a = c = 10 \mu\text{m}$  so gewählt, dass  $a \ll t$  und  $c \ll w$  sind. Als Belastungsart wurde eine Zugbelastung mit konstanter Amplitude verwendet. Das Spannungsverhältnis wurde mit  $R = 0,1$  gewählt.

Da in AFGROW die Eigenspannungen, wie in Abbildung 6.40 oben dargestellt, zwar positionsabhängig, jedoch nur in eine Richtung vorgegeben werden können, in den Spanbildungssimulationen aber Tiefenverläufe in Schnittrichtung und orthogonal zur Schnittrichtung ausgewertet werden (vgl. Abbildung 6.40 unten), wird eine Vergleichsspannung  $\sigma_v(z)$  wie folgt berechnet:

$$\sigma_v(z) = \max\{\sigma''(z), \sigma^+(z)\}$$

Formel 6-16

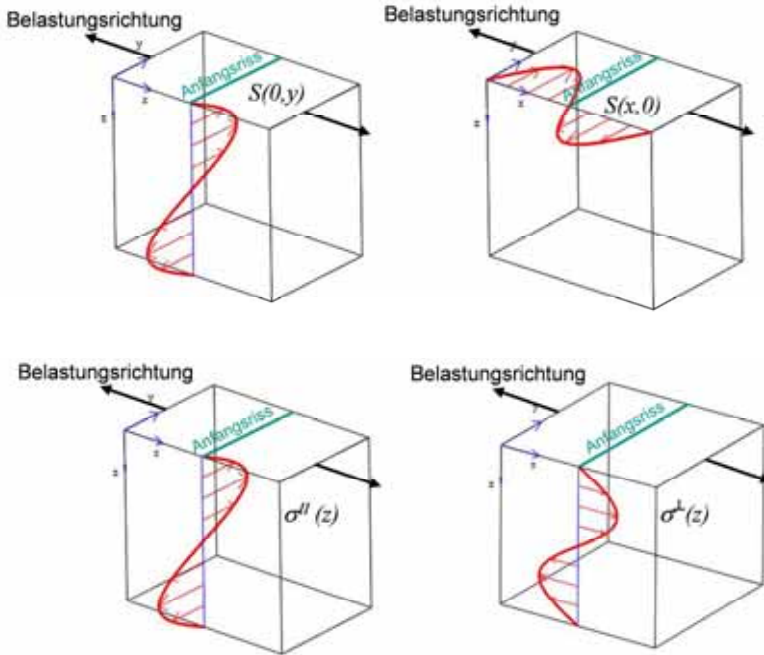


Abbildung 6.40: Orientierungen der Eigenspannungstiefenverläufe in AFGROW (oben) sowie aus den Spanbildungssimulationen (unten)

Die Verwendung der Vergleichsspannung führt im Hinblick auf die Lebensdauer zu einem kritischeren Eigenspannungsverlauf als die jeweiligen Einzelverläufe, da stets positivere Eigenspannungen bevorzugt werden, was der Abbildung 6.41 für simulierte Tiefenverläufe mit  $v_c = 50 \text{ m/min}$ ,  $h = 50 \mu\text{m}$  und einer Verschleißmarkenbreite von  $VB = 40 \mu\text{m}$  entnommen werden kann. In dieser Abbildung sind oben die beiden aus den Simulationen exportierten Tiefenverläufe und die berechnete Vergleichsspannung über der Bauteiltiefe dargestellt. Im unteren Teil der Abbildung ist der Einfluss der drei unterschiedlichen Tiefenverläufe im Vergleich zu einer eigenspannungsfreien Probe (Referenz) auf die Wöhlerkurve zu erkennen. Die drei betrachteten Tiefenverläufe führen zu einer Erhöhung der Lebensdauer. Die höchste zu erwartende Lebensdauer wird mit dem Tiefenverlauf in Schnittrichtung erzielt, da dieser direkt an der Oberfläche große Druckeigenspannungen aufweist, was zu Beginn das Risswachstum behindert. Orthogonal zur Schnittrichtung ergeben sich direkt an der Oberfläche geringe Zugeigenspannungen, die dicht unterhalb der Oberfläche in den Druckbereich übergehen, sodass das Risswachstum erst

später behindert wird, als bei dem Tiefenverlauf in Schnittrichtung. Deshalb ergibt sich eine geringfügigere zu erwartende Lebensdauer. Die geringste Lebensdauer ist mit dem Tiefenverlauf der berechneten Vergleichsspannungen zu erwarten, da hier die Werte der Eigenspannungen stets auf oder über den Einzelwerten liegen.

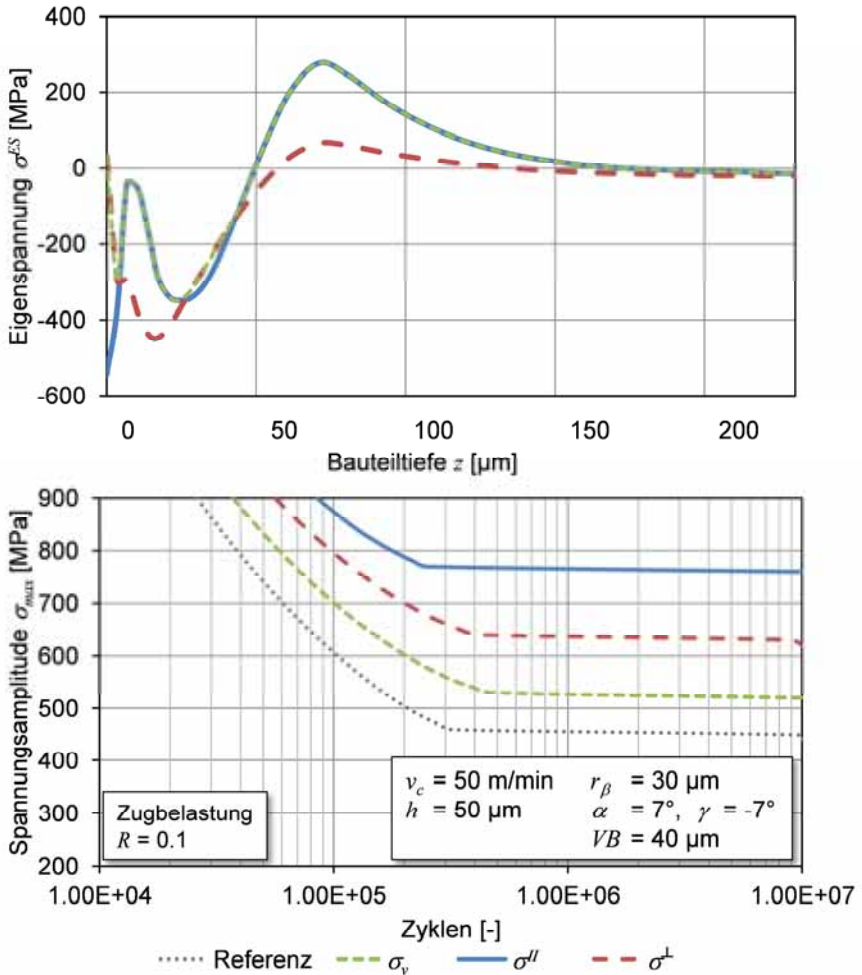


Abbildung 6.41: Darstellung der berechneten Vergleichsspannung  $\sigma_v(z)$  und deren Einfluss auf die Wöhlerkurven



Um die Validität des aufgebauten Modells zu überprüfen wurden verschiedene generische Eigenspannungstiefenverläufe erzeugt und damit der Einfluss auf die Lebensdauerkurven mittels des AFGROW-Modells berechnet. In Abbildung 6.42 sind die Eigenspannungen direkt an der Oberfläche im Bereich von  $-400 \text{ MPa} \leq \sigma^{ES}(z = 0 \text{ }\mu\text{m}) \leq 400 \text{ MPa}$  variiert.

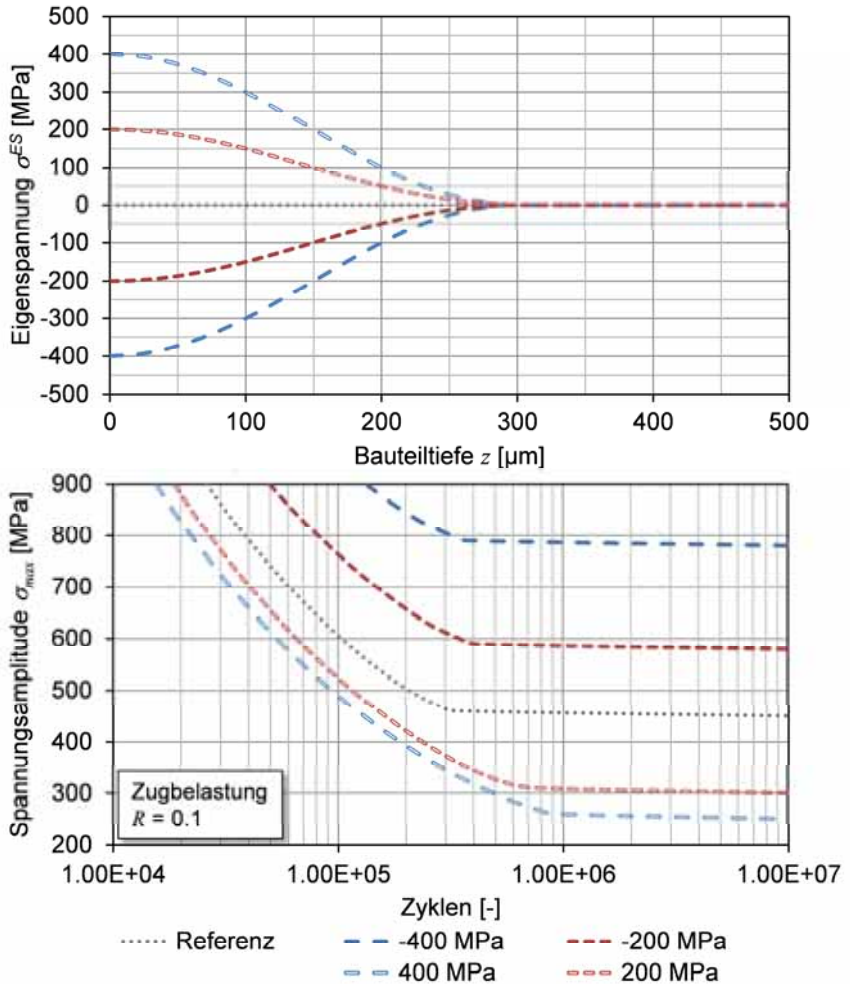


Abbildung 6.42: Einfluss der Oberflächeneigenspannungen  $\sigma^{ES}(z = 0 \text{ }\mu\text{m})$  auf die Lebensdauer

In der oberen Hälfte der Abbildung sind die generierten Tiefenverläufe abgebildet und in der unteren Hälfte die damit berechneten Lebensdauerkurven. Die beste Lebensdauer ist mit dem Tiefenverlauf der höchsten Druckeigenspannung (-400 MPa) zu erwarten, während die schlechtesten Bauteileigenschaften mit den höchsten Zugeigenspannungen (400 MPa) erreicht werden. Je weiter die Eigenspannungen in den Druckeigenspannungsbereich verlagert werden, desto größer ist deren Einfluss auf die erreichbare Lebensdauer, da das Risswachstum von Beginn an signifikant verhindert wird. Dieses Ergebnis zeigt, dass sich die Eigenspannungen direkt an der Oberfläche wie erwartet auf das Bauteilverhalten auswirken.

Als weitere Variation wurde die Tiefe der Zug- und Druckeigenspannungen bei sonst gleichen Zuständen untersucht. Die Höhe der Druckeigenspannung direkt an der Oberfläche wurde mit -400 MPa und die Höhe der Zugeigenspannung mit 400 MPa für die jeweiligen Tiefenverläufe gleich gewählt. Die Zug- und Druckeigenspannungstiefe wurde im Bereich  $0 \mu\text{m} \leq z(\sigma) \leq 200 \mu\text{m}$  variiert. Mit diesen Eigenspannungstiefenverläufen wurden ebenfalls Lebensdauerkurven mittels des erzeugten AFGROW-Modells berechnet. Das Ergebnis dieser Variation ist in Abbildung 6.43 zu sehen. Sämtliche berechneten Druckeigenspannungskurven liegen über der mit Referenz bezeichneten eigenspannungsfreien Kurve, was aufgrund der reinen Druckeigenspannungen nachvollziehbar ist. Genau umgekehrt verhalten sich die reinen Zugeigenspannungskurven. Ebenfalls korrekt abgebildet wird der Einfluss der Zug- und Druckeigenspannungstiefe. Je weiter die Druckeigenspannungen in das Bauteil hineinreichen, desto besser ist dessen Verhalten unter zyklischer Belastung. Obwohl die Eigenspannungstiefen der vier generierten Verläufe jeweils verdoppelt werden, erhöhen sich die Lebensdauern nicht im selben Verhältnis, sondern werden wesentlich geringer beeinflusst. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Eigenspannungen, bedingt durch das fortgeschrittene Risswachstum und dem damit erhöhten Spannungsintensitätsfaktor, in größeren Bauteiltiefen weniger Einfluss nehmen können, als dies an der Oberfläche der Fall ist. Ebenfalls geringer ist der Einfluss der Zugeigenspannungstiefe bei gleicher maximaler Zugeigenspannung, da in diesem Fall die hohen Zugeigenspannungen direkt an der Oberfläche bereits von Anfang an zu einem schnellen Risswachstum führen, das in tieferen Bauteilregionen wegen der fehlenden Druckeigenspannungen nicht aufgehalten werden kann.

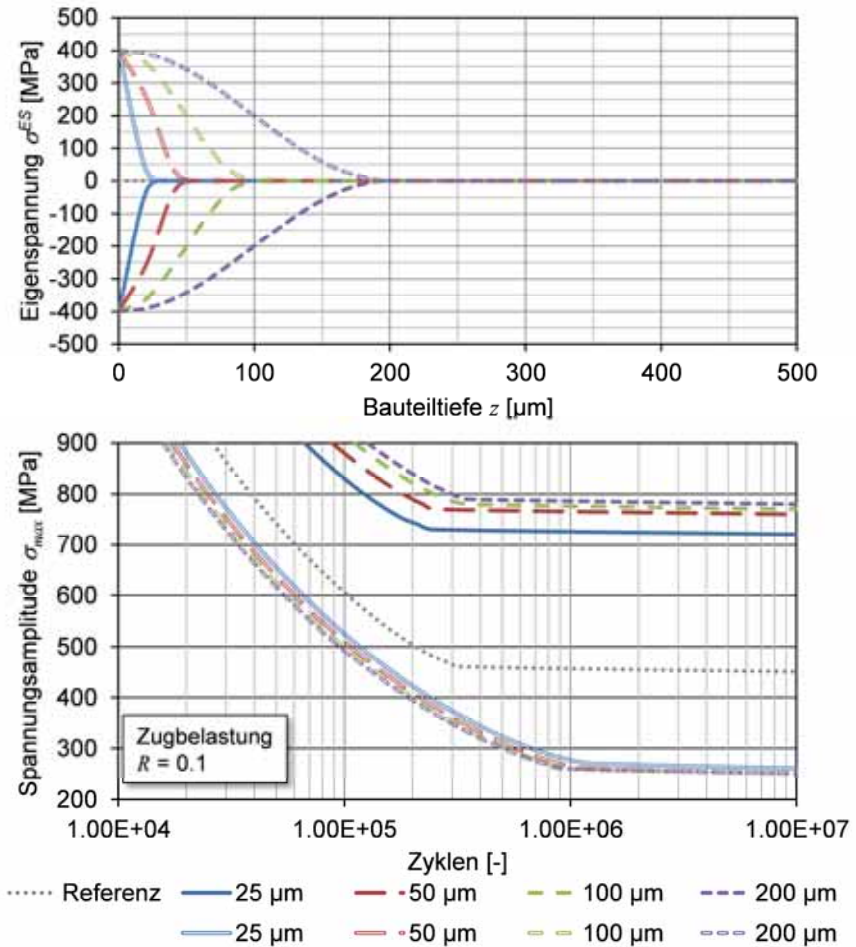


Abbildung 6.43: Einfluss der Zugeigenstressentiefe  $z(\sigma_t)$  und der Druckeigenstressentiefe  $z(\sigma_c)$  auf die Lebensdauer

Als abschließenden Test wurden Tiefenprofile generiert, die an der Oberfläche eigenspannungsfrei starten und sich dann in den Zug- bzw. Druckbereich ausbreiten. Nach Erreichen des betragsmäßigen Maximalwerts in einer Bauteiltiefe von  $z = 25 \mu\text{m}$  sinken sie bis zur Tiefe  $z = 250 \mu\text{m}$  auf Nullniveau ab (vgl. Abbildung 6.44 oben). Auch dieser Test zeigt die Validität des Modells zur Bewertung der Eigenstressentiefenprofile im Hinblick auf die

Bauteillebensdauer. Je höher die maximalen Zugeigenspannungen sind, desto geringer fällt die erreichbare Lebensdauer aus, während steigende maximale Druckeigenspannungen im Bauteil die Lebensdauer unter zyklischer Belastung verlängern.

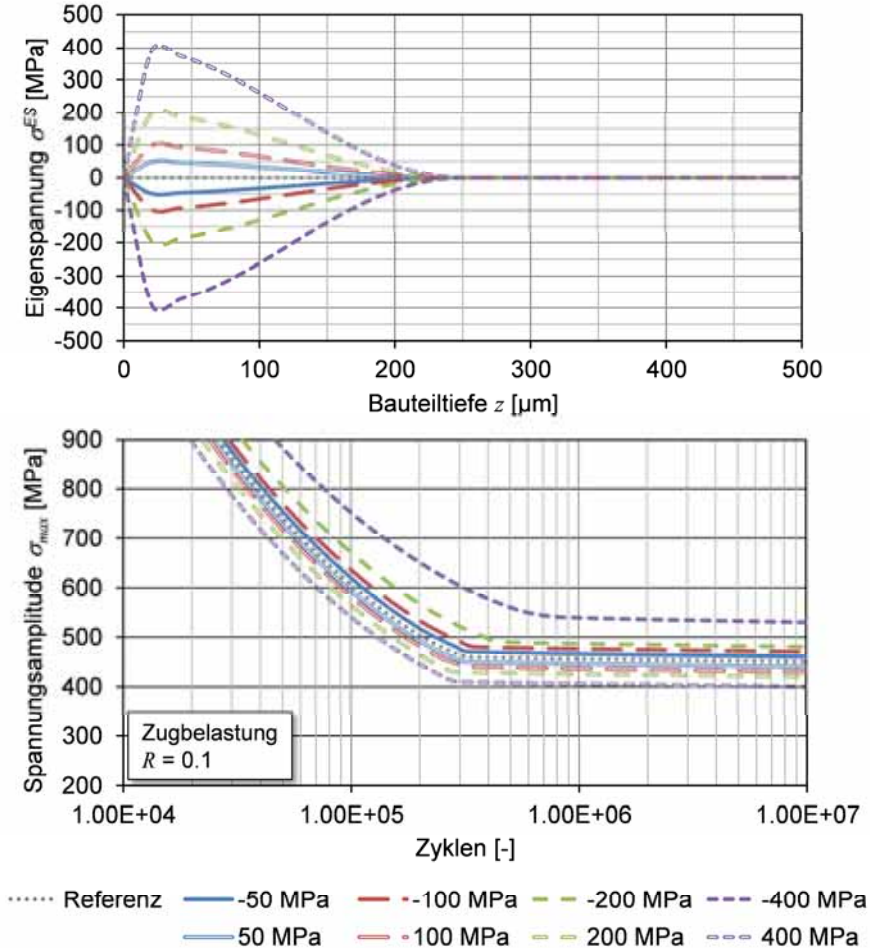


Abbildung 6.44: Einfluss der maximalen Zugeigenspannung  $\sigma_{t,max}$  und der maximalen Druckeigenspannung  $\sigma_{c,max}$  auf die Lebensdauer

## 7 Simulationsgestützte Analysen

Die simulationsgestützten Analysen mit den in Kapitel 1 beschriebenen Simulationsmodellen werden durchgeführt, um den Einfluss verschiedener Prozessparameter und Werkzeuggeometrien auf den Werkzeugverschleiß, die resultierenden Bauteilzustände sowie deren Eigenschaften bewerten zu können. Dabei wird die Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 50$  m/min bis  $v_c = 300$  m/min und die Spanungsdicke im Bereich von  $h = 50$   $\mu\text{m}$  bis  $h = 300$   $\mu\text{m}$  variiert. Des Weiteren erfolgt eine Variation der Schneidkantenverrundung von  $r_\beta = 15$   $\mu\text{m}$  bis  $r_\beta = 45$   $\mu\text{m}$  und des Spanwinkels im Bereich von  $\gamma = -7^\circ$  bis  $\gamma = 7^\circ$ . In den Analysen sind die langsameren Schnittgeschwindigkeiten und geringeren Spanungsdicken feiner abgestuft, da die Endbearbeitung von Bauteilen üblicherweise mit Schlichtparametern erfolgt, sodass diese Bereiche im Hinblick auf die Bauteilzustände eine höhere industrielle Relevanz besitzen.

### 7.1 Einfluss von Prozessparametern

#### 7.1.1 Variation der Schnittgeschwindigkeit

Die experimentellen Untersuchungen (Kapitel 5.1) haben ergeben, dass bei der Bearbeitung von Ti-6Al-4V die spezifischen Kräfte mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit leicht abfallen, die Temperaturen in der Prozesszone dafür deutlich ansteigen. Die sinkenden Kräfte würden für eine Erhöhung der erreichbaren Standzeiten mit zunehmenden Schnittgeschwindigkeiten sprechen. Dagegen führen die hohen Temperaturen zu einem deutlich schneller ansteigenden Werkzeugverschleiß und damit zu verringerten Standzeiten. Hinzu kommt, dass bei genauerer Betrachtung der mechanischen Belastungen an der Werkzeugschneide zu sehen ist, dass die maximalen Spannungen im Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück trotz der sinkenden Schnittkräfte nicht geringer werden, was in Abbildung 7.1 für eine Spanungsdicke von  $h = 100$   $\mu\text{m}$  visualisiert ist. Der Anstieg der Temperaturen an der Schneidenspitze fällt im unteren Schnittgeschwindigkeitsbereich stärker aus und nimmt in Richtung höherer Schnittgeschwindigkeiten immer weiter ab.

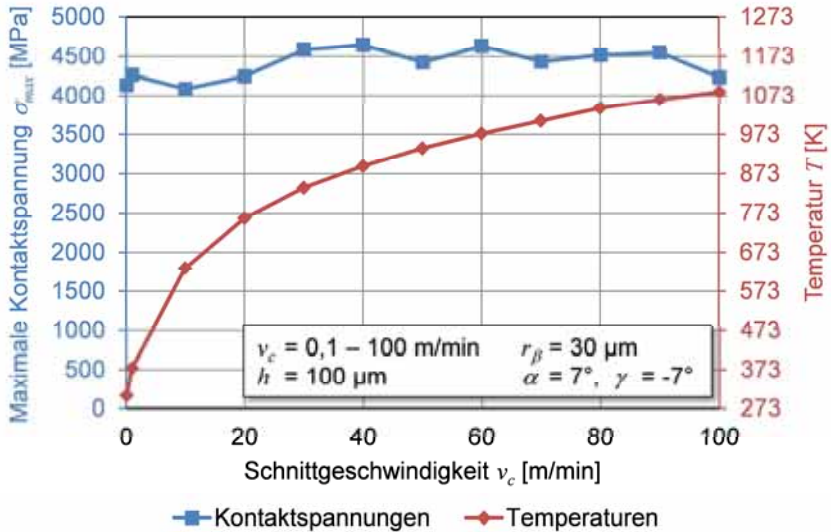


Abbildung 7.1: Maximale Kontaktspannungen und Temperaturen an der Schneidenspitze bei einer Spannungsdicke von  $h = 100 \mu\text{m}$

Damit wird deutlich, dass mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit die maximale mechanische Werkzeugbelastung nahezu unverändert bleibt, die thermische Werkzeugbelastung jedoch signifikant ansteigt und somit zu einem Anstieg des Werkzeugverschleißes führt. Dieser Einfluss ist in der Abbildung 7.2 für unterschiedliche Spannungsdicken  $h$  zu erkennen. Hier ist das spezifische Standvolumen  $q$  logarithmisch über der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  aufgetragen. Das spezifische Standvolumen wurde aufgrund der zweidimensionalen Betrachtungen gewählt und entspricht dem auf die Schnittbreite bezogenen zerspannten Volumen einer einzelnen Schneide. Es wird berechnet als Multiplikation der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ , der Schnittzeit bei Standzeitende  $T_E$  und der Spannungsdicke  $h$ . Damit ist es auch für einen Vergleich zwischen variierenden Schnittgeschwindigkeiten sowie Spannungsdicken geeignet:

$$q = v_c \cdot T_E \cdot h$$

Formel 7-1

Da die erreichbaren spezifischen Standvolumina stark abfallen, ist davon auszugehen, dass die hohen Temperaturunterschiede den wesentlichen Anteil an dem ansteigenden Werkzeugverschleiß haben.

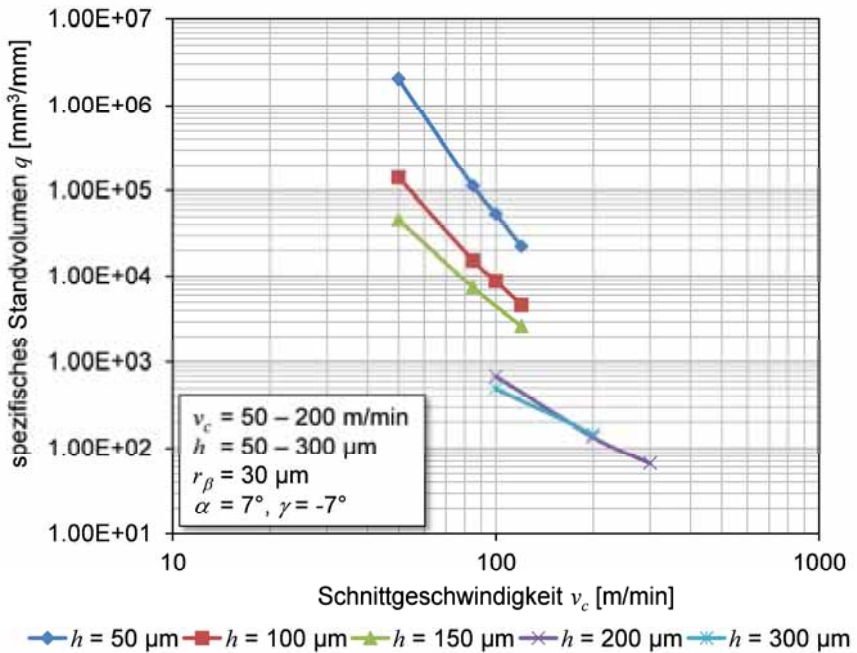


Abbildung 7.2: Spezifisches Standvolumen als Funktion der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  für verschiedene Spannungsdicken  $h$  bei einer Schneidkantenverrundung von  $r_\beta = 30$  µm

Im Vergleich zu dem Einfluss auf das spezifische Standvolumen hat die Variation der Schnittgeschwindigkeit einen deutlich geringeren Einfluss auf die entstehenden Eigenspannungstiefenverläufe (vgl. Abbildung 7.3). Mit zunehmenden Schnittgeschwindigkeiten ist eine geringfügige Verschiebung des Druckeigenspannungsfelds hin zu größeren Tiefen erkennbar. Zusätzlich steigen die Zugeigenspannungen direkt an der Oberfläche mit zunehmenden Schnittgeschwindigkeiten deutlich an und wechseln erst in größeren Bauteiltiefen in den Bereich von Druckeigenspannungen.

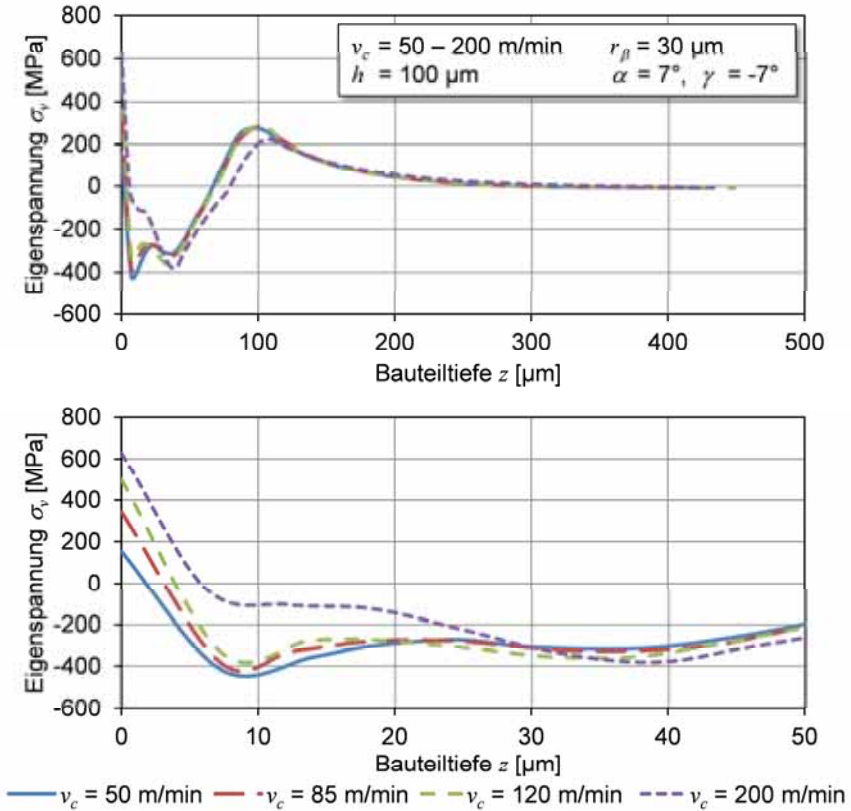


Abbildung 7.3: Eigenspannungstiefenverläufe für Schnittgeschwindigkeiten im Bereich von  $v_c = 50$  m/min bis  $v_c = 200$  m/min bei einer Spannungsdicke von  $h = 100$   $\mu\text{m}$

Obwohl die Unterschiede in den Eigenspannungstiefenverläufen geringfügig sind, führen sie zu deutlich erkennbaren Unterschieden der Lebensdauerkurven. Wird die Oberfläche mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 200$  m/min anstelle von  $v_c = 50$  m/min zerspannt, dann sinkt die maximale Spannung zur Erreichung von einer Million Zyklen um fast 200 MPa ab (siehe Abbildung 7.4) und liegt damit unter der Kurve für eine eigenspannungsfreie Probe (Referenz), was bedeutet, dass die Zerspannung hier zu einer Verschlechterung der Bauteileigenschaften führt.



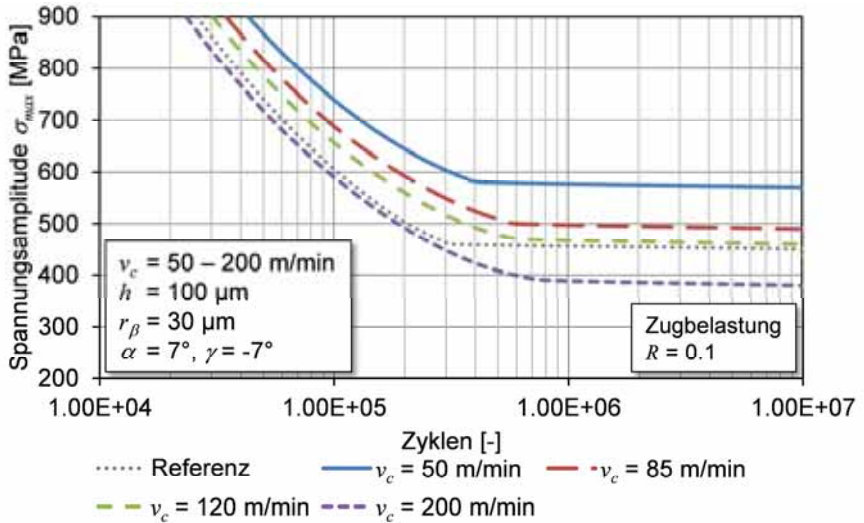


Abbildung 7.4: Berechnete Lebensdauer für Schnittgeschwindigkeiten im Bereich von  $v_c = 50$  m/min bis  $v_c = 200$  m/min bei einer Spannungsdicke von  $h = 100 \mu\text{m}$

Dieser signifikante Einfluss kann auf die bei höheren Schnittgeschwindigkeiten größeren Zugeigenspannungen direkt an der Oberfläche zurückgeführt werden, da diese den zyklischen Spannungsintensitätsfaktor von Anfang an negativ beeinflussen und damit zu einem schnelleren Risswachstum bereits bei kurzen Rissen führen. Dieser Einfluss ist in Abbildung 7.5 verdeutlicht. Neben den unterschiedlichen zyklischen Spannungsintensitätsfaktoren zu Beginn kann auch der Einfluss der tieferreichenden Druckeigenspannungen beobachtet werden. Diese führen bei der Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 200$  m/min zu einem kurzzeitig langsamer ansteigenden Spannungsintensitätsfaktor bei ungefähr 10000 Zyklen.

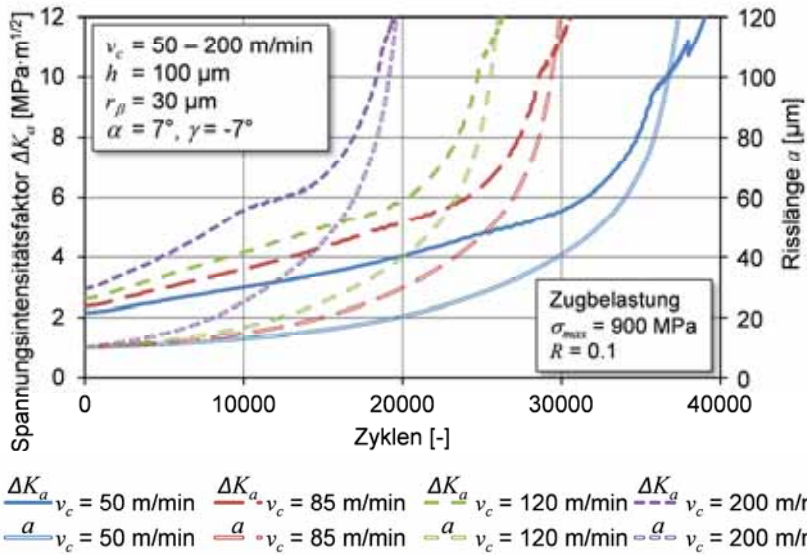


Abbildung 7.5: Zyklischer Spannungsintensitätsfaktor  $\Delta K_a$  und Risslänge  $a$  in Abhängigkeit der Zyklenzahl für Schnittgeschwindigkeiten im Bereich von  $v_c = 50 \text{ m/min}$  bis  $v_c = 200 \text{ m/min}$  bei einer Spanungsdicke von  $h = 100 \mu\text{m}$

Aus Produktivitätsgründen sind höhere Schnittgeschwindigkeiten stets geringeren zu bevorzugen. Bei der Bearbeitung des hier betrachteten Werkstoffs sprechen jedoch zweierlei Gründe gegen hohe Schnittgeschwindigkeiten. Die mechanische und thermische Werkzeugbelastung steigt mit einer Schnittgeschwindigkeitserhöhung an, sodass das erreichbare spezifische Standvolumen deutlich absinkt. Zusätzlich führt die Erhöhung zu Bauteilzuständen, die eine Verringerung der Lebensdauer bei schwingender Beanspruchung verursachen.

### 7.1.2 Variation der Spanungsdicke

Die experimentellen Ergebnisse aus Kapitel 5.1 zeigen ein Absinken der spezifischen Kräfte mit Erhöhung der Spanungsdicke. Dieses Verhalten kann auf den Einfluss der Schneidkantenverrundung zurückgeführt werden, der bei kleinen Spanungsdicken wesentlich deutlicher ist als bei großen. Trotz der sinkenden spezifischen Kräfte steigen die maximalen Kontaktspannungen im untersuchten Bereich kontinuierlich an (vgl. Abbildung 7.6). Etwas stärker als die Kontaktspannungen steigen die Temperaturen an der Schneidenspitze mit zunehmender Spanungsdicke an.

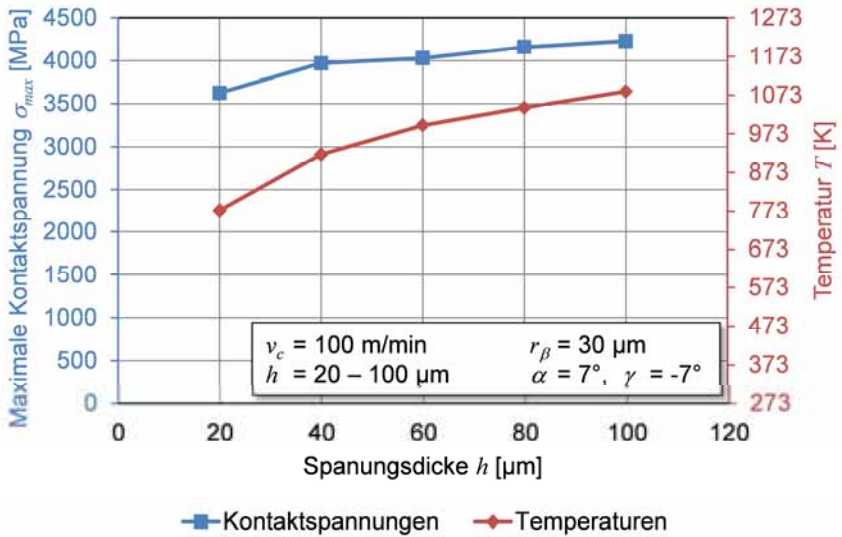


Abbildung 7.6: Maximale Kontaktspannungen und Temperaturen an der Schneidenspitze bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

Der Anstieg der mechanischen und thermischen Belastungen bei höheren Spanungsdicken führt zu geringeren spezifischen Standvolumina, was für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten in Abbildung 7.7 dargestellt ist. Wird die Schnittgeschwindigkeit zu hoch gewählt, dann ist der Einfluss der Spanungsdicke verschwindend gering, da das erreichbare spezifische Standvolumen dann bereits bei kleinen Spanungsdicken, aufgrund der hohen thermischen Belastung, sehr gering ausfällt. Dieser Zusammenhang ist in Abbildung 7.7 für eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 200$  m/min zu sehen.

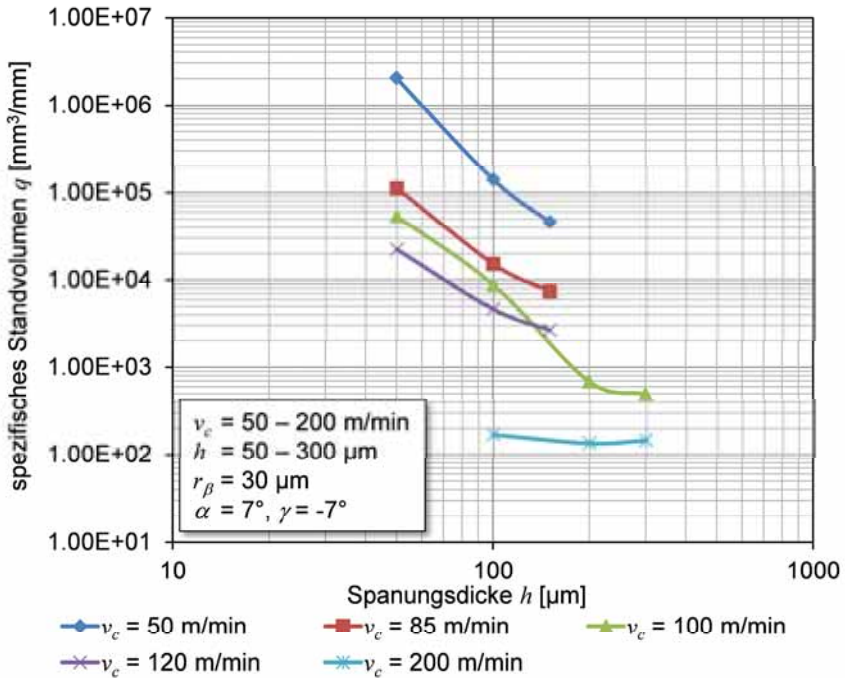


Abbildung 7.7: Spezifisches Standvolumen als Funktion der Spanungsdicke  $h$  für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$

Im Vergleich zu den Eigenspannungstiefenverläufen bei einer Änderung der Schnittgeschwindigkeit führt die Variation der Spanungsdicken zu deutlicheren Einflüssen. Die wesentliche Änderung ist die mit der Spanungsdicke ansteigende Tiefe der Druckeigenspannungen. Die direkten Oberflächenwerte der Zugeigenspannungen erhöhen sich durch die Bearbeitung mit höheren Spanungsdicken zwar, jedoch nicht so deutlich wie mit ansteigenden Schnittgeschwindigkeiten. Beide genannten Einflüsse sind in Abbildung 7.8 gut zu erkennen.

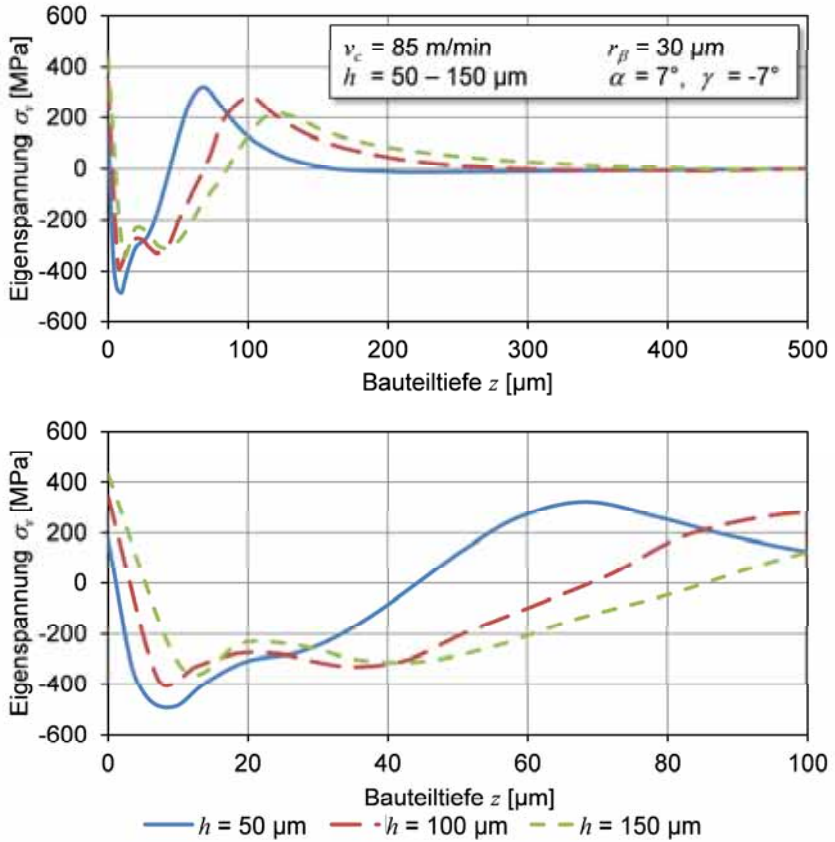


Abbildung 7.8: Eigenspannungstiefenverläufe für Spannungsdicken im Bereich von  $h = 50 \mu\text{m}$  bis  $h = 150 \mu\text{m}$  bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 85 \text{ m/min}$

Obwohl die Verschiebung der Eigenspannungen mit zunehmenden Spannungsdicken in Richtung tieferreichender Druckeigenspannungen deutlicher ausfällt als bei der Variation der Schnittgeschwindigkeit, führen die höheren Zugeigenspannungen an der direkten Oberfläche zu einem höheren Spannungsintensitätsfaktor und damit zu einer geringeren Lebensdauer der Bauteile (vgl. Abbildung 7.9). Die besten Lebensdauern können dementsprechend mit geringen Spannungsdicken erzielt werden. Damit ergibt sich für die Variation der Spannungsdicke dieselbe Problematik wie bei der Schnittgeschwindigkeit. Höhere Werte würden zwar generell zu einer Erhöhung der Produktivität führen, erhöhen aber gleichzeitig das Verschleißwachstum und

verringern das erreichbare spezifische Standvolumen. Zusätzlich führen sie zu höheren Zugeigenspannungen an der Oberfläche, die wiederum in schlechteren Bauteileigenschaften bei zyklischer Belastung resultieren. Bereits bei der untersuchten Spannungsdicke von  $h = 150 \mu\text{m}$  ergibt sich eine geringere Dauerfestigkeit als bei der eigenspannungsfreien Probe (Referenz).

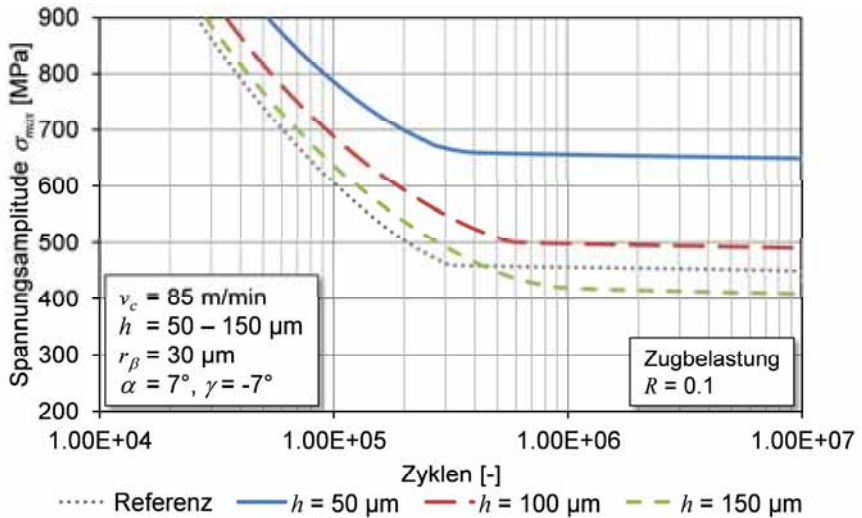


Abbildung 7.9: Berechnete Lebensdauer für Spannungsdicken im Bereich von  $h = 50 \mu\text{m}$  bis  $h = 150 \mu\text{m}$  bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 85 \text{ m/min}$

## 7.2 Einfluss der Werkzeuggeometrie

### 7.2.1 Variation der Schneidkantenverrundung

Die Untersuchungen zur Schneidkantenverrundung ergeben, dass sowohl die thermischen als auch die mechanischen Belastungen mit zunehmender Schneidkantenverrundung leicht ansteigen (Abbildung 7.10). Dies ist auf den veränderten Materialfluss in der sekundären Scherzone zurückzuführen. Je größer die Schneidkantenverrundung ist, desto mehr Material staut sich während der Zerspanung vor der Schneidenspitze an. In Abbildung 7.11 ist die Relativverschiebung zwischen dem Werkzeug und dem Werkstück visualisiert. Die blaue Zone vor der Schneidkantenverrundung kennzeichnet den Materialbereich, der sich relativ zum Werkzeug nicht bewegt. Während der Segmentbildung ist diese Zone deutlich ausgeprägt (Abbildung 7.11 oben). Sobald das neugebildete Segment entlang der Scherebene abgleitet, nähern

sich die Zustände vor der Schneide mit unterschiedlichen Schneidkantenverrundungen an (siehe Abbildung 7.11 unten). Dies führt dazu, dass die minimalen Belastungen für unterschiedliche Schneidkantenverrundungen nahezu unverändert sind, die maximalen Belastungen jedoch mit zunehmender Verrundung ansteigen. Der Anstieg der Belastungen fällt jedoch deutlich geringer aus, als bei der Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit oder der Spannungsdicke.

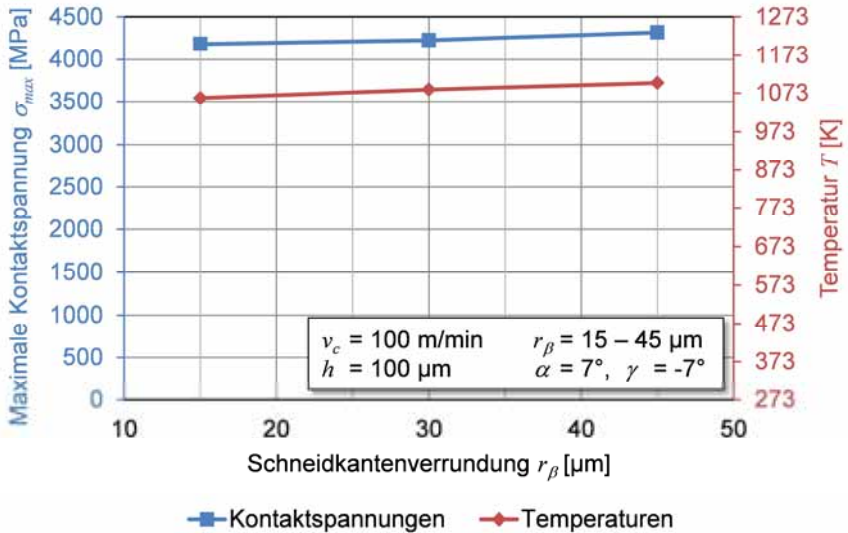


Abbildung 7.10: Maximale Kontaktspannungen und Temperaturen an der Schneidenspitze bei  $v_c = 100$  m/min und  $h = 100$   $\mu\text{m}$

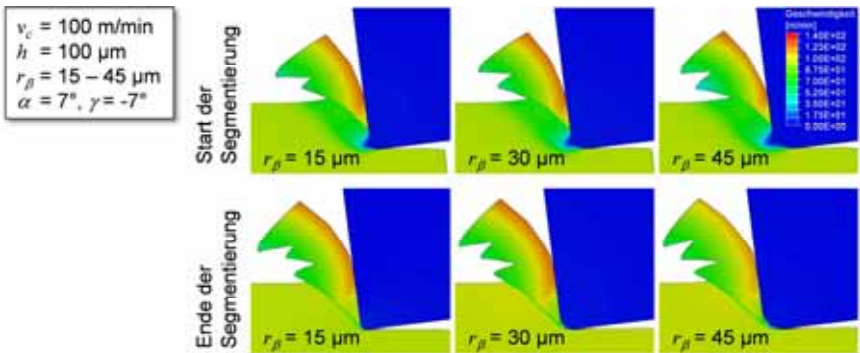


Abbildung 7.11: Einfluss der Schneidkantenverrundung  $r_\beta$  auf den Materialfluss in der sekundären Scherzone

Die ansteigenden Werkzeugbelastungen resultieren erneut in einer Verringerung der Werkzeugstandzeit und somit direkt in einer Verringerung des spezifischen Standvolumens, wobei der Unterschied bei kleinen Schnittgeschwindigkeiten deutlich größer ausfällt als bei hohen Schnittgeschwindigkeiten, da das spezifische Standvolumen bei hohen Schnittgeschwindigkeiten bereits deutlich geringer ausfällt, sodass die Änderungen der Belastungen durch die Schneidkantenverrundungen nicht so stark ins Gewicht fallen.

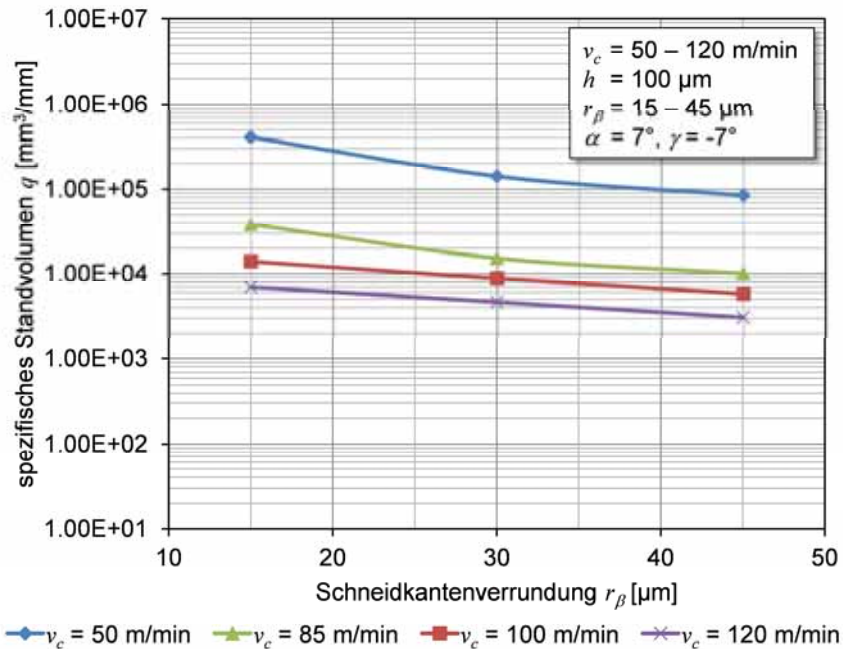


Abbildung 7.12: Spezifisches Standvolumen  $q$  als Funktion der Schneidkantenverrundung  $r_\beta$  für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$  bei der Spanungsdicke  $h = 100 \text{ }\mu\text{m}$

In Abbildung 7.13 sind die Eigenspannungstiefenverläufe nach der Zerspanung mit unterschiedlichen Schneidkantenverrundungen dargestellt. Die steigenden thermischen Belastungen mit steigender Schneidkantenverrundung wirken sich nur geringfügig auf die resultierenden Eigenspannungszustände aus, sodass die Zugeigenspannungen direkt an der Oberfläche nur minimal ansteigen. Die höheren mechanischen Belastungen wirken sich dagegen wesentlich deutlicher



auf die Eigenspannungszustände aus, was sich durch tieferreichende Druckeigenspannungen unterhalb der Oberfläche bemerkbar macht. Durch eine Erhöhung der Schneidkantenverrundung von  $r_\beta = 30 \mu\text{m}$  auf  $r_\beta = 45 \mu\text{m}$  können dieselben Druckeigenspannungstiefen erreicht werden, wie wenn die Spannungsdicke von  $h = 100 \mu\text{m}$  auf  $h = 150 \mu\text{m}$  erhöht wird (siehe Abbildung 7.8).

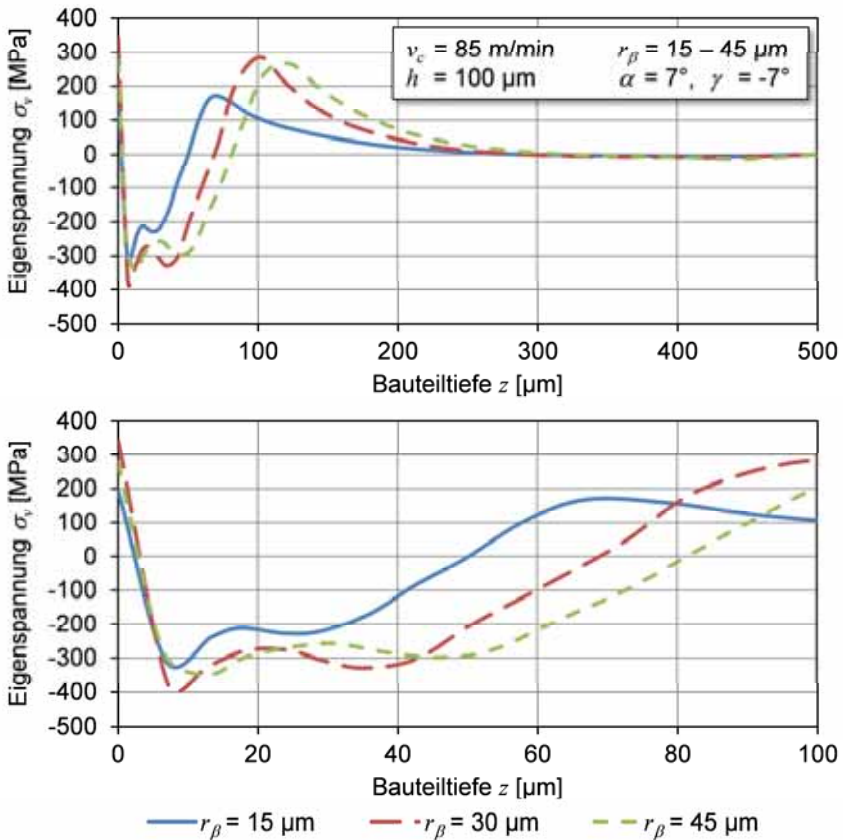


Abbildung 7.13 Eigenspannungstiefenverläufe für Schneidkantenverrundungen im Bereich von  $r_\beta = 15 \mu\text{m}$  bis  $r_\beta = 45 \mu\text{m}$  bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 85 \text{ m/min}$  und einer Spannungsdicke von  $h = 100 \mu\text{m}$

Die Zugeigenspannungen direkt an der Oberfläche steigen mit zunehmender Schneidkantenverrundung leicht an und führen dadurch zu höheren

Spannungsintensitätsfaktoren bei kurzen Rissen. Da die Eigenspannungen sehr schnell in Druckeigenspannungen wechseln und für große Schneidkantenverrundungen deutlich tiefer reichen als für schärfere Schneidkanten, ergeben sich bessere Lebensdauern mit größeren Schneidkantenverrundungen. In Abbildung 7.14 ist jedoch zu erkennen, dass die Unterschiede sehr gering ausfallen.

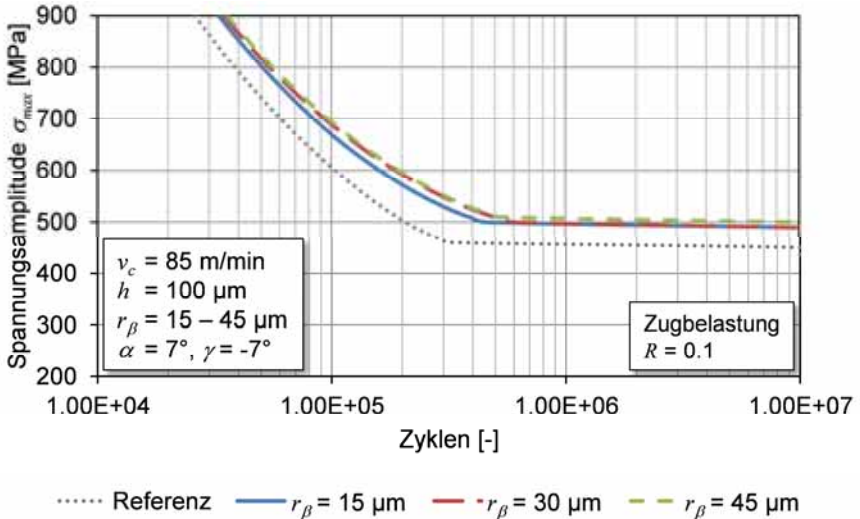


Abbildung 7.14: Berechnete Lebensdauer für Schneidkantenverrundungen im Bereich von  $r_\beta = 15 \mu\text{m}$  bis  $r_\beta = 45 \mu\text{m}$  bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 85 \text{ m/min}$  und einer Spanndicke von  $h = 100 \mu\text{m}$

### 7.2.2 Variation des Spanwinkels

Die Variation des Spanwinkels ergibt, dass positive Spanwinkel sowohl etwas geringere thermische als auch etwas geringere mechanische Belastungen verursachen (siehe Abbildung 7.15). Dies ist wie bei der Veränderung der Schneidkantenverrundung auf den veränderten Materialfluss zurückzuführen. Positivere Spanwinkel führen wie kleine Schneidkantenverrundungen zu geringeren Materialanstaunungen vor der Schneide (Abbildung 7.16) und damit zu besseren Schnittbedingungen. Die Materialanstaung ist insbesondere während der Bildung eines Segments zu erkennen (Abbildung 7.16 oben). Bei dem positiven Winkel von  $\gamma = 7^\circ$  ist nahezu kein Materialanhaften erkennbar. Die Stauzone bei einem negativen Spanwinkel von  $\gamma = -7^\circ$  ist hier deutlich ausgeprägt.

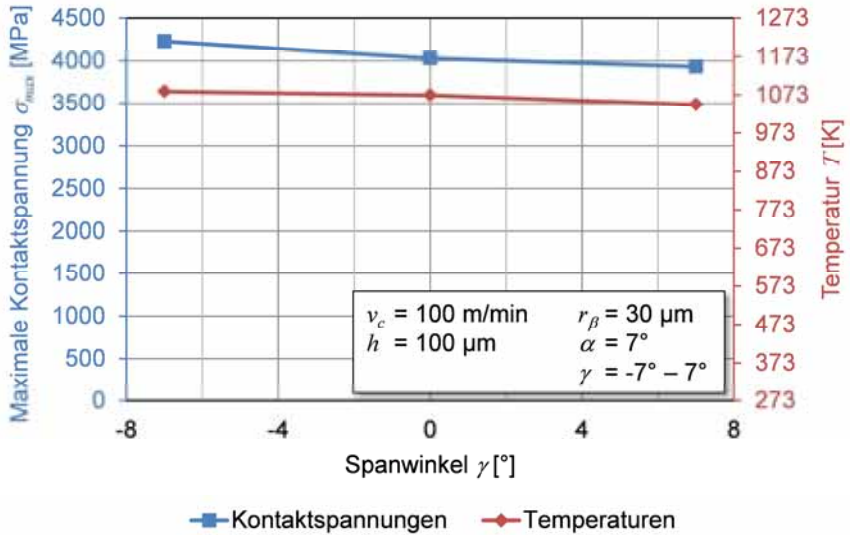


Abbildung 7.15: Maximale Kontaktspannungen und Temperaturen an der Schneidenspitze bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min und einer Spanungsdicke von  $h = 100$   $\mu$ m

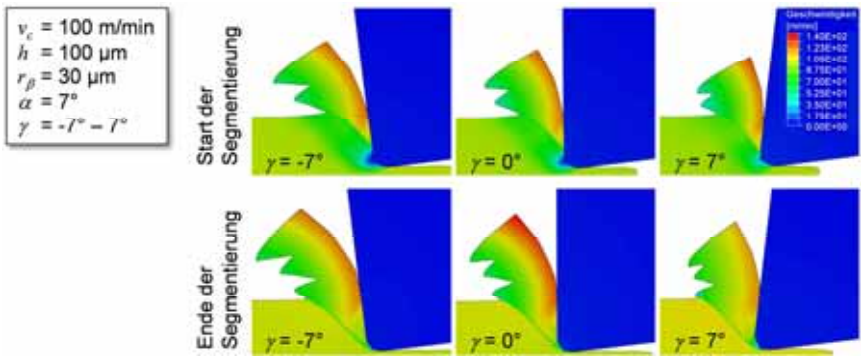


Abbildung 7.16: Einfluss des Spanwinkels  $\gamma$  auf den Materialfluss in der sekundären Scherzone

Der Einfluss des Spanwinkels auf das spezifische Standvolumen ist in Abbildung 7.17 dargestellt. Wie aufgrund der Belastungsanalyse zu erwarten ist, führen positivere Spanwinkel zu erhöhten spezifischen Standvolumina, wobei der Vorteil bei der Zerspanung mit kleinen Schnittgeschwindigkeiten etwas größer ist als bei hohen Schnittgeschwindigkeiten.

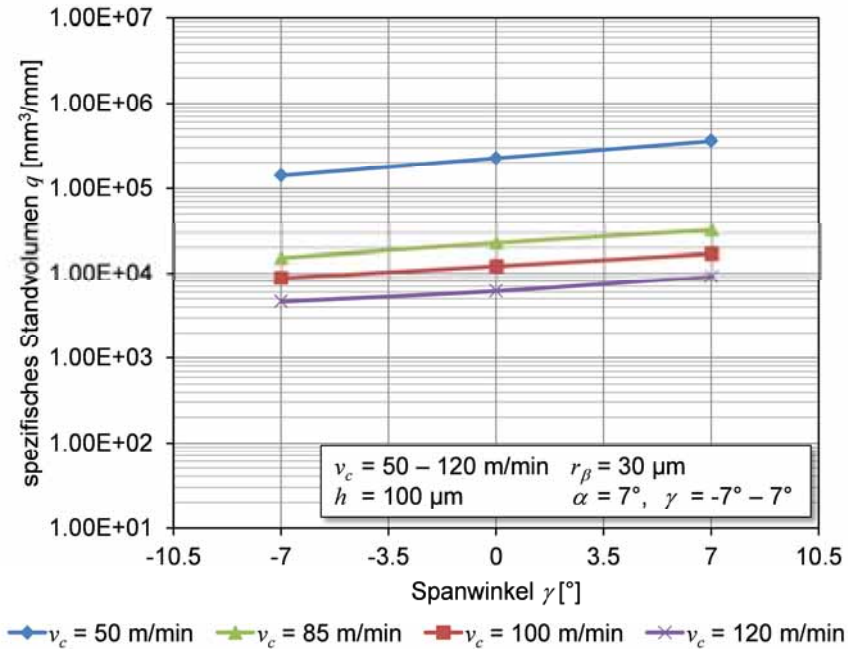


Abbildung 7.17: Spezifisches Standvolumen als Funktion des Spanwinkels  $\gamma$  für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$  bei der Spanungsdicke  $h = 100 \mu\text{m}$

Bei der Betrachtung der Eigenspannungstiefenverläufe ist zu erkennen, dass sich die Oberflächenzustände durch die Variation des Spanwinkels nicht verändern. Die Druckeigenspannungstiefen unterhalb der Oberfläche verhalten sich ähnlich wie bei der Variation der Schneidkantenverrundung. Mit positiven Spanwinkeln entstehen analog zu kleineren Schneidkantenradien geringere mechanische Belastungen an der Oberfläche, sodass die Tiefe der Druckeigenspannungen abnimmt (siehe Abbildung 7.18).

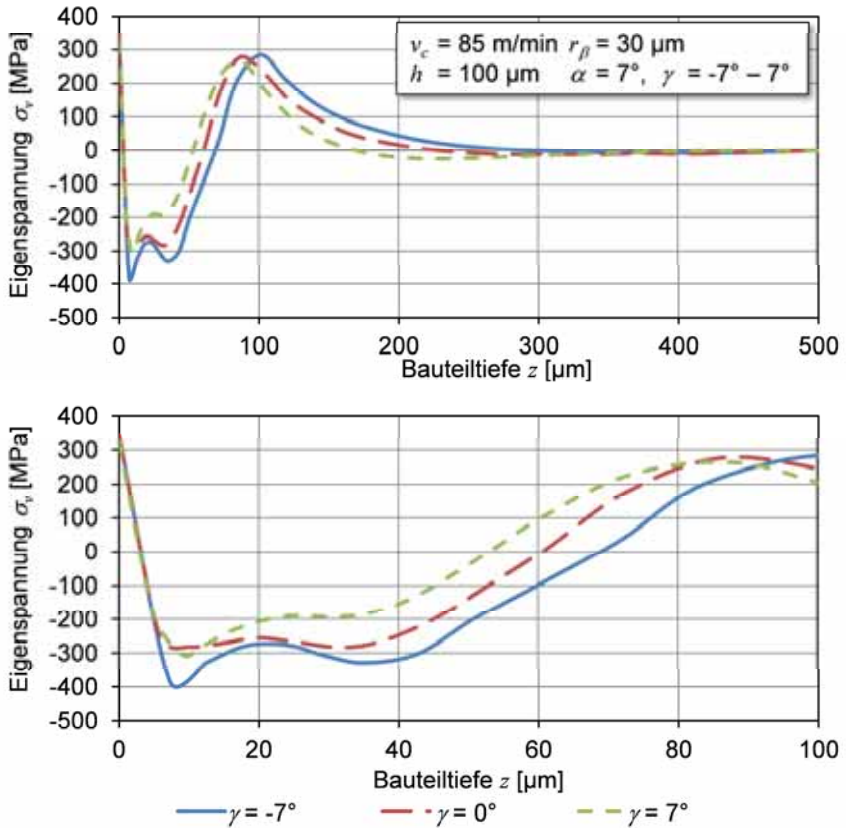


Abbildung 7.18 Eigenspannungstiefenverläufe für Spanwinkel im Bereich von  $\gamma = -7^\circ$  bis  $\gamma = 7^\circ$  bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 85 \text{ m/min}$  und einer Spannungsdicke von  $h = 100 \text{ }\mu\text{m}$

Da sich im Gegensatz zu größeren Schneidkantenverrundungen die negativen Spanwinkel nur auf die Druckeigenspannungstiefe auswirken und die Oberflächenzustände nicht negativ beeinflusst werden, ergeben sich deutlichere Einflüsse auf das Bauteilverhalten bei schwingender Belastung als bei der Variation der Schneidkantenverrundung  $r_\beta$  (vgl. Abbildung 7.19). Die Zerspanung mit negativen Spanwinkeln ist aus dieser Sicht gegenüber positiven Spanwinkeln zu bevorzugen.

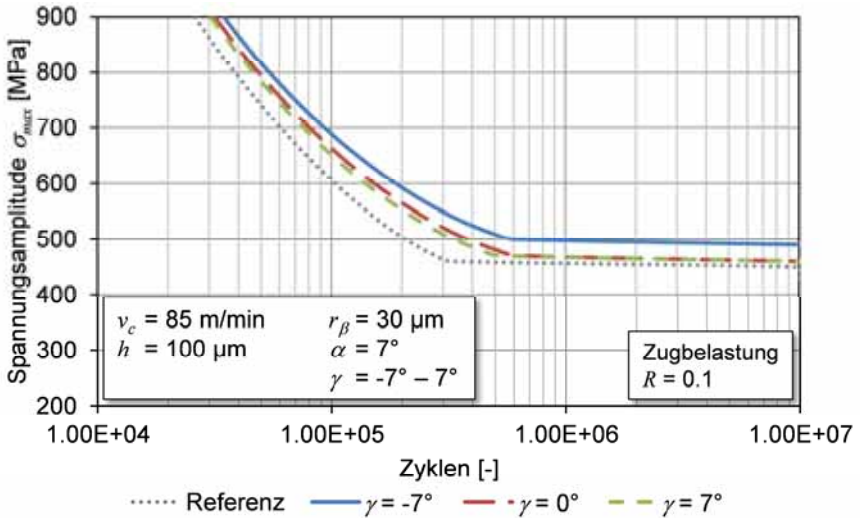


Abbildung 7.19: Berechnete Lebensdauer für Spanwinkel im Bereich von  $\gamma = -7^\circ$  bis  $\gamma = 7^\circ$  bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 85 \text{ m/min}$  und einer Spanndicke von  $h = 100 \mu\text{m}$

### 7.2.3 Analyse des Werkzeugverschleißes

Alle bis hierhin untersuchten Parameter zeigten bei Variation stets eine gleiche Tendenz der maximalen Kontaktspannungen sowie der Temperaturen, sodass es nie zu gegensätzlichen Verläufen kam. Bei Betrachtung des Einflusses des Werkzeugverschleißes auf die maximalen Kontaktspannungen und die Temperaturen ist dies nicht mehr der Fall, da die Temperaturen sinken, während die Kontaktspannungen ansteigen (Abbildung 7.20), was eine genauere Betrachtung der Vorgänge erfordert.

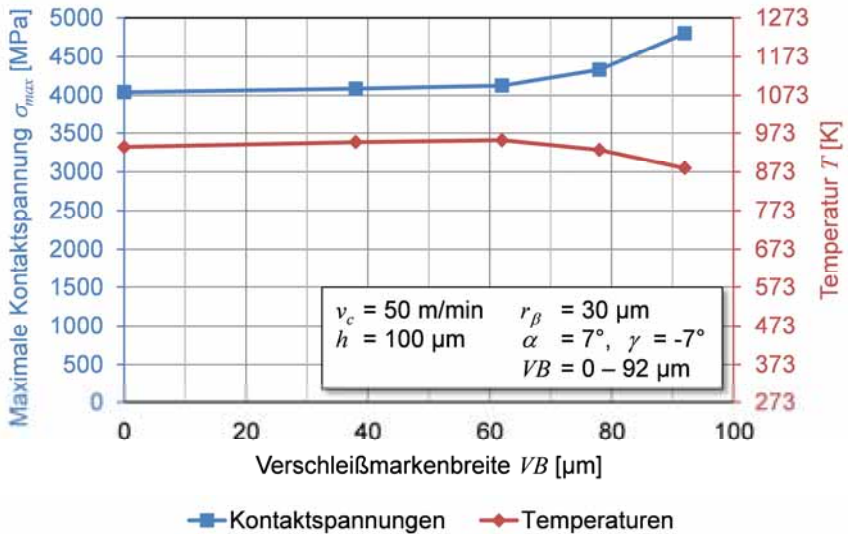


Abbildung 7.20: Maximale Kontaktspannungen und Temperaturen an der Schneidenspitze bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 50 \text{ m/min}$  und einer Spannungsdicke von  $h = 100 \mu\text{m}$

Durch den kontinuierlich voranschreitenden Werkzeugverschleiß verändert sich die Geometrie der Schneide. Der zunehmende Freiflächenverschleiß führt zu einer längeren Kontaktfläche zwischen der neu ausgebildeten Werkstückoberfläche und dem Werkzeug. Des Weiteren geht damit eine abnehmende Schneidkantenverrundung einher, die durch den entstehenden Kolkverschleiß zusätzlich verkleinert wird. Ebenfalls durch den Kolkverschleiß verursacht, ändert sich der relative Spanwinkel hin zu positiveren Werten. Dadurch entsteht insgesamt an der Schneidenspitze ein zunehmend schärferes Werkzeug, sodass das Material vor der Schneide weniger verformt wird. Deshalb sinken die maximalen Temperaturen an der Schneide trotz der zunehmenden Reibfläche an der Freifläche. Im oberen Kolkbereich verschiebt sich der relative Spanwinkel dagegen in Richtung negativer Werte, wodurch der Spanfluss behindert wird (siehe Abbildung 7.21). Dadurch entstehen erhöhte Kontaktspannungen im oberen Kolkbereich, sodass die maximale Kontaktspannung mit zunehmendem Verschleißzustand deutlich ansteigt.

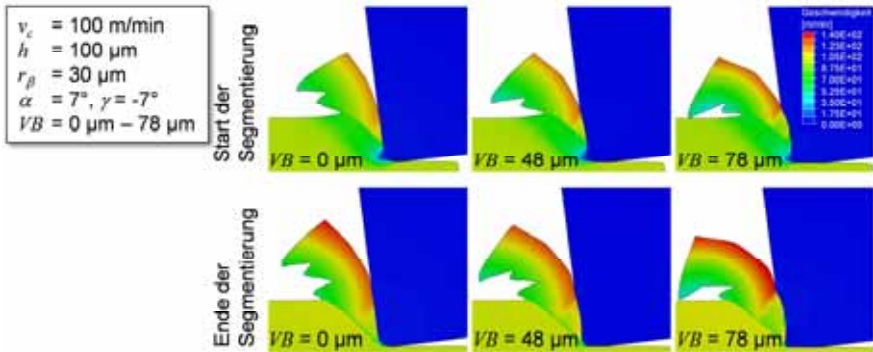


Abbildung 7.21: Einfluss des Werkzeugverschleißes  $VB$  auf den Materialfluss in der sekundären Scherzone

Die Geometrieänderung in Form einer größeren Reibfläche sowie der zunehmenden Schärfe der Schneidkante hat unterschiedliche Auswirkungen auf die resultierenden Belastungen und damit auch auf die entstehenden Eigenspannungstiefenverläufe, die in Abbildung 7.22 dargestellt sind. Die Eigenspannungen direkt an der Oberfläche sind durchweg im Zugbereich und verändern sich mit zunehmendem Werkzeugverschleiß kaum. Für verschleißfreie Schneiden und geringe Verschleißzustände bis  $VB = 38 \mu\text{m}$  fallen sie direkt unterhalb der Oberfläche in den Druckbereich, den sie erst in einer Bauteiltiefe von ungefähr  $z = 60 \mu\text{m}$  in Richtung Zugeigenspannungen verlassen. Die Kurve für eine Verschleißmarkenbreite von  $VB = 48 \mu\text{m}$  wechselt direkt unterhalb der Bauteiloberfläche zunächst ebenfalls vom Zug- in den Druckbereich, verlässt diesen jedoch bereits bei einer geringen Tiefe von knapp weniger als  $z = 10 \mu\text{m}$  in Richtung Zugeigenspannungen bis 200 MPa. Mit größeren Verschleißzuständen verlaufen die Eigenspannungen direkt unterhalb der Oberfläche in Richtung zunehmender Zugeigenspannungen mit Werten von bis zu 300 MPa und wechseln erst in Bauteiltiefen von  $z = 20 \mu\text{m}$  in den Druckbereich. Zusätzlich kann beobachtet werden, dass die maximalen Druckeigenspannungen mit scharfen Schneiden mit -450 MPa im Vergleich zu verschlissenen Schneiden mit -175 MPa deutlich stärker ausgeprägt sind.



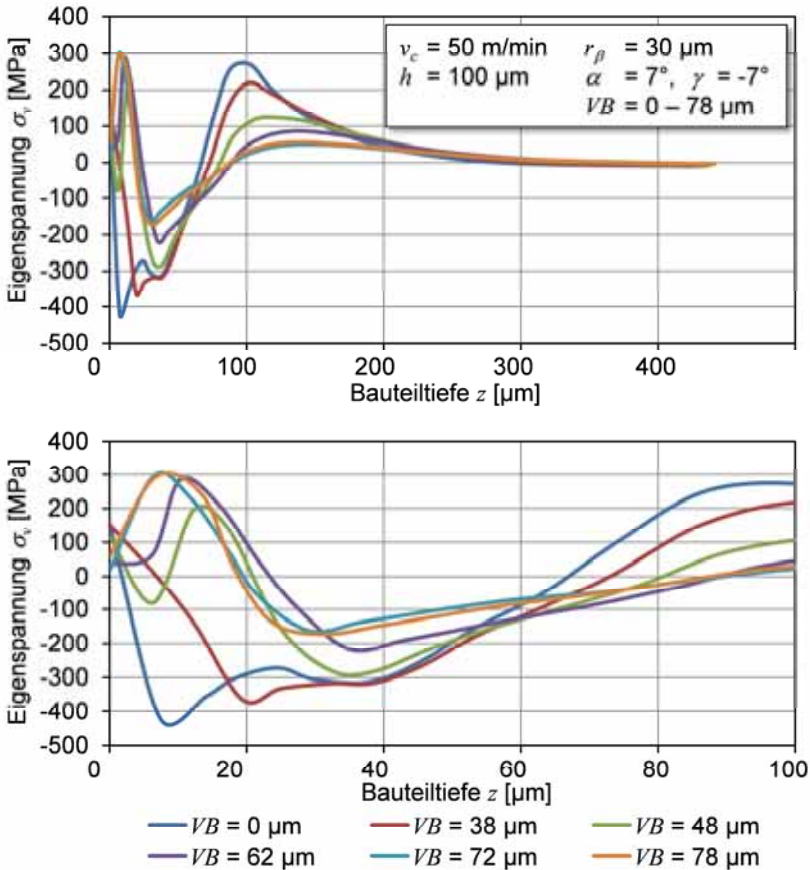


Abbildung 7.22: Eigenspannungstiefenverläufe für Verschleißmarkenbreiten im Bereich von VB = 0 μm bis VB = 78 μm bei einer Schnittgeschwindigkeit von v<sub>c</sub> = 50 m/min und einer Spannungsdicke h = 100 μm

Durch die Verlagerung in Richtung tieferreichender Zugeigenspannungen sowie der weniger ausgeprägten Druckeigenspannungen verschlechtern sich die Bauteileigenschaften mit zunehmendem Verschleißzustand kontinuierlich (vgl. Abbildung 7.23). Interessant ist, dass die anfängliche Geometrieänderung den größten Einfluss auf die Bauteileigenschaften hat und eine weitere Zunahme des Werkzeugverschleißes lediglich geringere Veränderungen verursacht. Dies ist auf die Vorzeichenänderung des effektiven Spannwinkels zurückzuführen, da dadurch die Druckbelastung der Oberfläche deutlich abnimmt. Bei den

Prozessparametern der Abbildung 7.23 führt bereits eine Bearbeitung mit einer Verschleißmarkenbreite von mehr als  $VB = 38 \mu\text{m}$  zu schlechteren Bauteileigenschaften, als sie unbearbeitete Proben (Referenz) aufweisen.

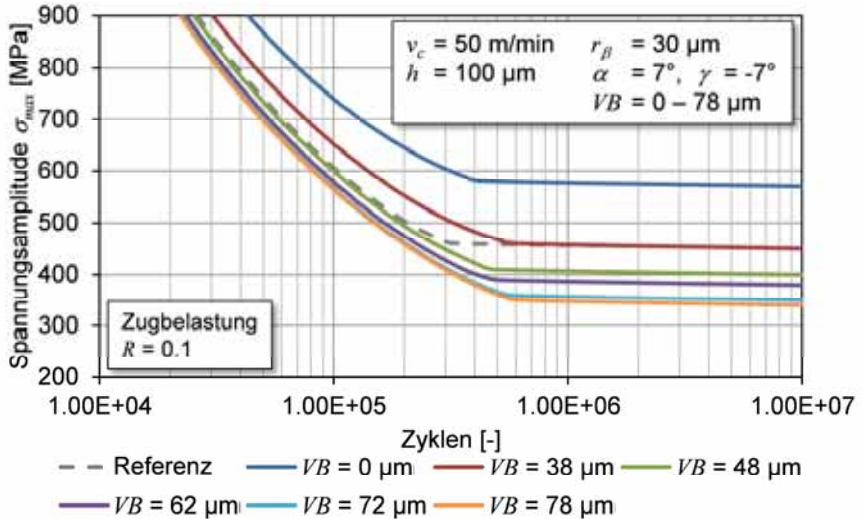


Abbildung 7.23: Berechnete Lebensdauer für Verschleißmarkenbreiten im Bereich von  $VB = 0 \mu\text{m}$  bis  $VB = 78 \mu\text{m}$  bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 50 \text{ m/min}$  und einer Spanungsdicke von  $h = 100 \mu\text{m}$

Da die Prozessparameter Schnittgeschwindigkeit und Spanungsdicke einen großen Einfluss auf die Bauteileigenschaften haben (vgl. Kapitel 7.1), wird im Folgenden der Einfluss des Werkzeugverschleißes auf die Eigenspannungstiefenprofile und die Bauteileigenschaften zusätzlich für eine hohe Schnittgeschwindigkeit ( $v_c = 200 \text{ m/min}$ ) und eine große Spanungsdicke ( $h = 300 \mu\text{m}$ ) durchgeführt. In Abbildung 7.24 ist zu erkennen, dass die Eigenspannungen direkt an der Oberfläche bereits bei der Zerspaltung mit neuen Werkzeugen deutlich im Zugbereich sind. Durch den Werkzeugverschleiß erhöhen sich diese nochmals weiter. Zusätzlich steigt die Bauteiltiefe des Zugeigenspannungsbereichs mit zunehmendem Werkzeugverschleiß weiter an.

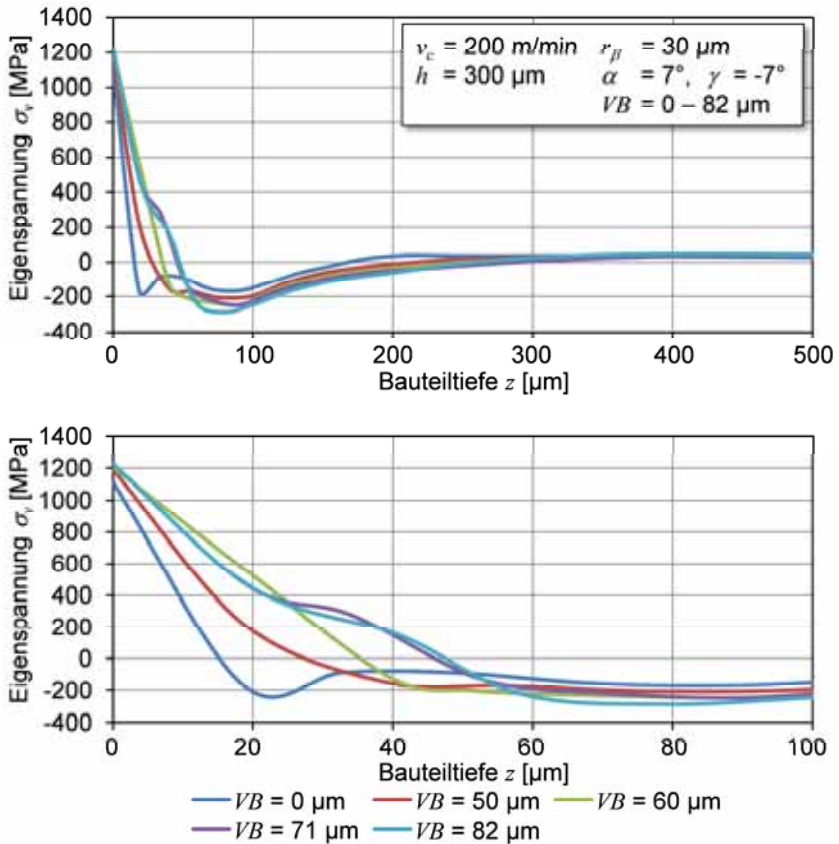


Abbildung 7.24: Eigenspannungstiefenverläufe für Verschleißmarkenbreiten im Bereich von  $VB = 0 \text{ }\mu\text{m}$  bis  $VB = 82 \text{ }\mu\text{m}$  bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 200 \text{ m/min}$  und einer Spannungsdicke  $h = 300 \text{ }\mu\text{m}$

Trotz der im Hinblick auf schwingende Bauteilbelastung nachteiligen Veränderung der Eigenspannungstiefenverläufe ist in dem Lebensdauerdiagramm in Abbildung 7.25 kaum ein Einfluss zu erkennen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass das Bauteilverhalten nach der Zerspanung mit diesen extremen Prozessparametern bereits mit neuen Werkzeugen äußerst schlecht ist und weit unterhalb des Bereichs einer unbearbeiteten Probe (Referenz) liegt, und sich deshalb mit zunehmendem Werkzeugverschleiß kaum noch weiter verändert.

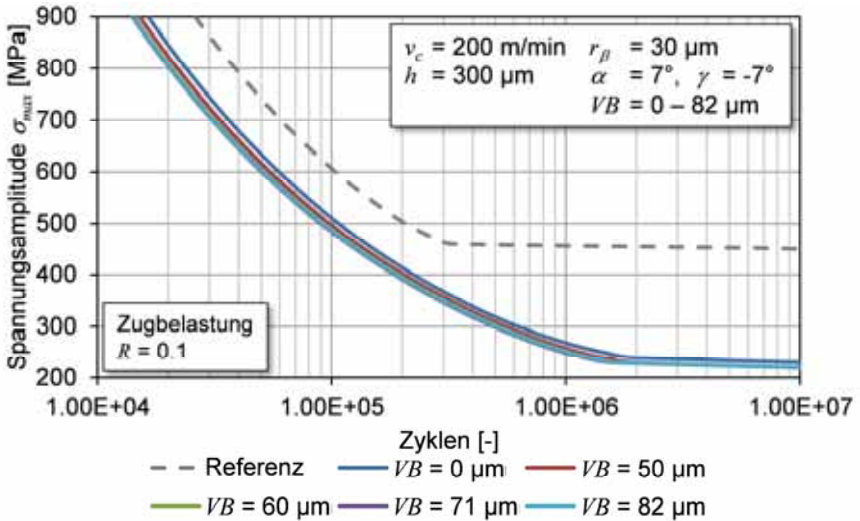


Abbildung 7.25: Berechnete Lebensdauer für Verschleißmarkenbreiten im Bereich von  $VB = 0 \text{ }\mu\text{m}$  bis  $VB = 82 \text{ }\mu\text{m}$  bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 200 \text{ m/min}$  und einer Spannungsdicke von  $h = 300 \text{ }\mu\text{m}$

### 7.3 Analyse charakteristischer Kenngrößen

Die bis hierhin durchgeführten Untersuchungen haben gezeigt, dass die Eigenspannungstiefenverläufe einen direkten Einfluss auf die Lebensdauer der Bauteile haben, sodass sich die Frage stellt, ob es mittels charakteristischer Kenngrößen möglich ist, die resultierenden Eigenspannungstiefenprofile zu bewerten. Hierzu bieten sich die wie folgt definierten charakteristischen Kenngrößen an: Die maximalen Druck- und Zugeigenspannungen  $\sigma_{c,max}$ ,  $\sigma_{t,max}$ , sowie die Tiefe der maximalen Druck- und Zugeigenspannungen  $z(\sigma_{c,max})$ ,  $z(\sigma_{t,max})$ . Diese charakteristischen Kenngrößen sind in der Abbildung 7.26 am Beispiel eines typischen Tiefenverlaufs dargestellt.

Um den Einfluss der einzelnen charakteristischen Kenngrößen zu identifizieren werden die bei einer Spannungsamplitude von  $\sigma_{max} = 900 \text{ MPa}$  erreichten Zyklen für sämtliche im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Parametervarianten ausgewertet und zur Bewertung über den vier definierten charakteristischen Kenngrößen aufgetragen.

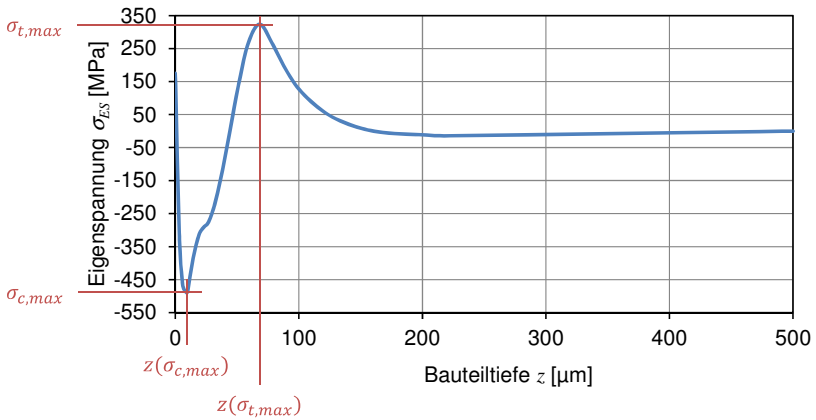


Abbildung 7.26: Charakteristische Kenngrößen für die Auswertung der mittels Simulationen erzeugten Tiefenprofile

Als erste Größe wird die Tiefe der maximalen Zugeigenspannungen  $z(\sigma_{t,max})$  in Abbildung 7.27 betrachtet. Auf der vertikalen Primärachse sind die Zyklen und auf der Sekundärachse die Tiefe der maximalen Zugeigenspannung über der Spannungsdicke  $h$  für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$  aufgetragen.

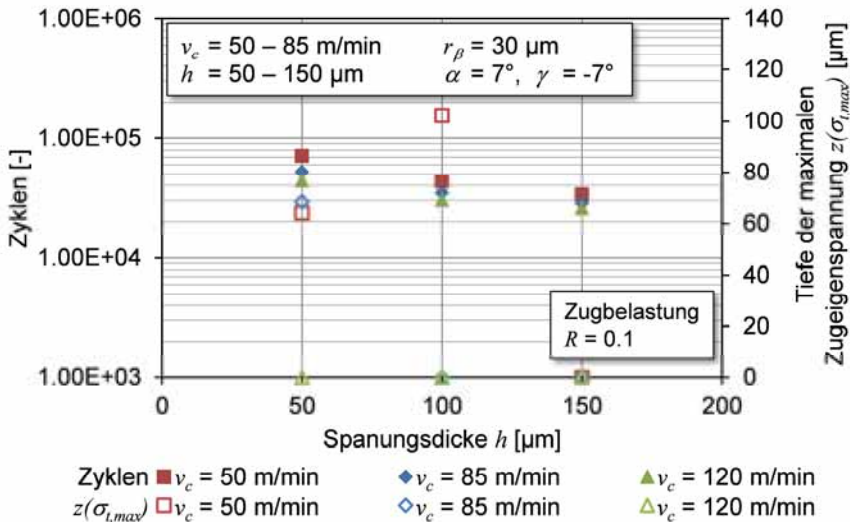


Abbildung 7.27: Gegenüberstellung der Zyklen bei einer Spannungsamplitude von  $\sigma_{max} = 900$  MPa und der Tiefe der maximalen Zugeigenspannung

Die Anzahl der erreichbaren Zyklen sinkt sowohl für ansteigende Schnittgeschwindigkeiten als auch für zunehmende Spannungsdicken. Die maximalen Zugeigenspannungen befinden sich bei sechs der neun betrachteten Varianten direkt an der Oberfläche, sodass die Tiefe  $z(\sigma_{t,max}) = 0 \mu\text{m}$  beträgt. Dadurch wird eine Bewertung dieses Einflusses nicht möglich. Die Betrachtung sämtlicher Datenpunkte in Abbildung 7.28 bestätigt dies, da sich hier ebenfalls eine große Anzahl der Datenpunkte bei einer Tiefe von  $z(\sigma_{t,max}) = 0 \mu\text{m}$  konzentriert, sodass eine ausreichende Datenbasis fehlt. Somit scheidet die Tiefe der maximalen Zugeigenspannung  $z(\sigma_{t,max})$  für die Bewertung der Eigenspannungstiefenprofile aus.

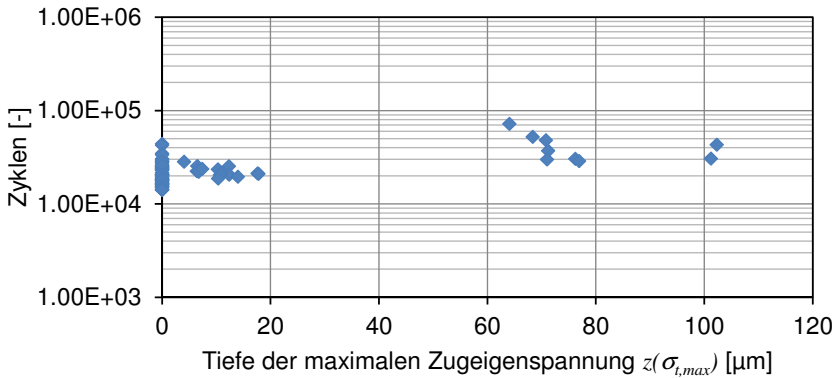


Abbildung 7.28: Einfluss der Tiefe der maximalen Zugeigenspannung  $z(\sigma_{t,max})$  auf die erreichbaren Zyklen bei einer Spannungsamplitude von 900 MPa

Bei der Betrachtung der maximalen Zugeigenspannungen  $\sigma_{t,max}$  ist hingegen eine klare Abhängigkeit erkennbar (vgl. Abbildung 7.29). Je geringer die maximalen Zugeigenspannungen ausfallen, desto höher ist die Anzahl der erreichbaren Zyklen, was die bisherigen Überlegungen bestätigt, dass Zugeigenspannungen das Bauteilverhalten negativ beeinflussen.

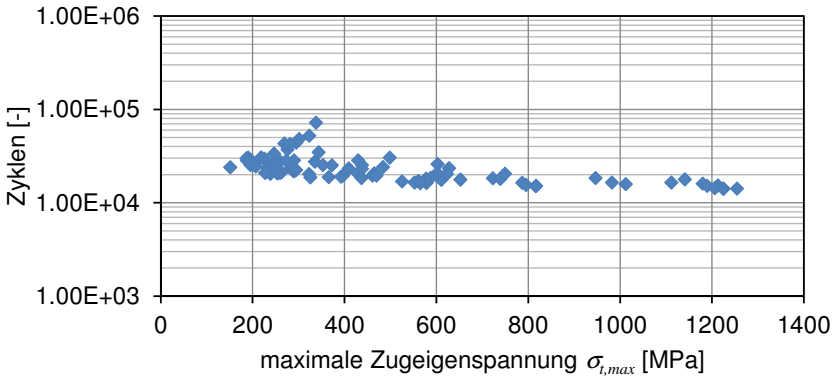


Abbildung 7.29: Einfluss der maximalen Zugeigenspannung  $\sigma_{t,max}$  auf die erreichbaren Zyklen bei einer Spannungsamplitude von 900 MPa

Werden einzelne Parameter separat voneinander betrachtet, dann zeigt sich, dass trotz des eindeutigen Trends in Abbildung 7.29 die erreichbaren Zyklen nicht immer mit der maximalen Zugeigenspannung korrelieren.

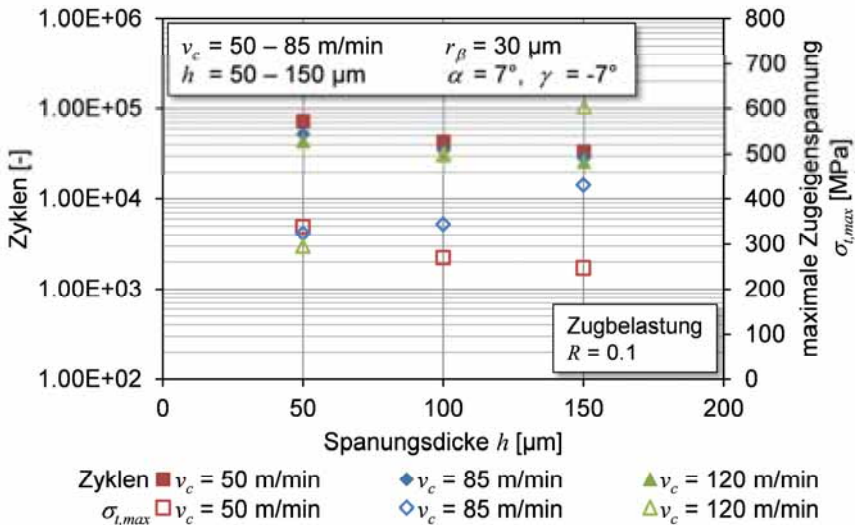


Abbildung 7.30: Gegenüberstellung der Zyklen bei einer Spannungsamplitude von  $\sigma_{max} = 900$  MPa und der maximalen Zugeigenspannung

Die maximalen Zugeigenspannungen steigen mit zunehmenden Spannungsdicken für die Geschwindigkeiten  $v_c = 85$  m/min und  $v_c = 120$  m/min an, während die erreichbaren Zyklen sinken, was zu dem Trend bei der Betrachtung aller Datenpunkte passt. Allerdings sinken die maximalen Zugeigenspannungen mit zunehmender Spannungsdicke bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 50$  m/min, sodass sich hier der Zusammenhang gegenläufig verhält. Deshalb kann auch die maximale Zugeigenspannung nur bedingt zur Bewertung der Bauteilzustände verwendet werden.

Die Tiefe der maximalen Druckeigenspannung zeigt im Gegensatz zu der Tiefe der maximalen Zugeigenspannung eine klare Abhängigkeit. Je näher sich die maximale Druckeigenspannung an der Bauteiloberfläche befindet, desto höher ist die Anzahl der erreichbaren Zyklen. Dies ist damit zu erklären, dass der Spannungsintensitätsfaktor bei kurzen Rissen kleiner ist, als bei langen Rissen, bei sonst identischen Zuständen. Dadurch hat eine Druckeigenspannung an der Bauteiloberfläche, an der die Risse noch sehr kurz sind, einen größeren Einfluss auf den SIF, als in tieferen Bauteilebenen.

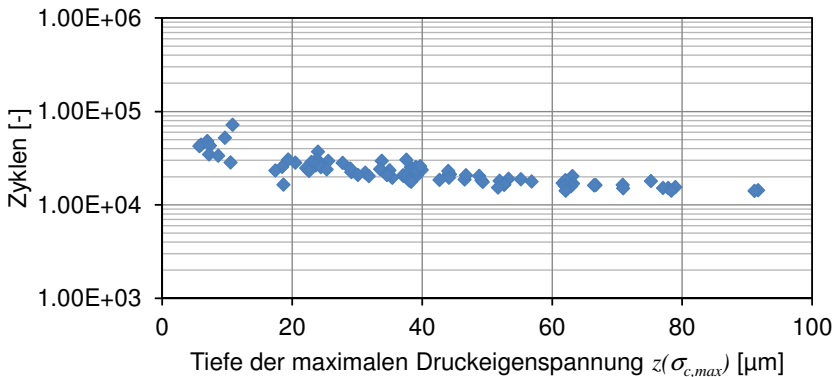


Abbildung 7.31: Einfluss der Tiefe der maximalen Druckeigenspannung  $z(\sigma_{c,max})$  auf die erreichbaren Zyklen bei einer Spannungsamplitude von 900 MPa

Bei der Tiefe der maximalen Druckeigenspannung ergibt sich jedoch erneut die Problematik, dass sich die Trends bei Betrachtung einzelner Parameterkombinationen nicht eindeutig verhalten. Da die Zyklen mit zunehmender Spannungsdicke sinken, müsste die Tiefe der maximalen Druckeigenspannung mit zunehmender Spannungsdicke ansteigen. In Abbildung 7.32 ist zu erkennen, dass dies bei den ausgewählten Parametern



lediglich für die Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 120$  m/min zutrifft, während sich die Ergebnisse der beiden geringeren Schnittgeschwindigkeiten nicht eindeutig verhalten.

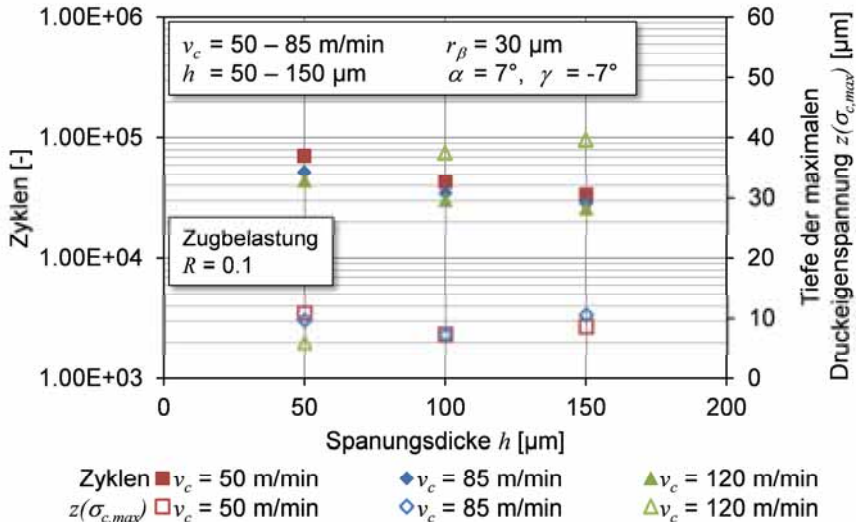


Abbildung 7.32: Gegenüberstellung der Zyklen bei einer Spannungsamplitude von  $\sigma_{max} = 900$  MPa und der Tiefe der maximalen Druckeigenspannung

Auch die maximalen Druckeigenspannungen zeigen bei der Berücksichtigung aller Ergebnisse einen eindeutigen Trend. Je größer die Druckeigenspannungen ausfallen, desto mehr Zyklen sind erreichbar (vgl. Abbildung 7.33), was bestätigt, dass Druckeigenspannungen generell die Bauteileigenschaften positiv beeinflussen. Für den Einfluss der maximalen Druckeigenspannung ergeben auch die Analysen konkreter Prozessparameterkombinationen eindeutige Trends (vgl. Abbildung 7.34). Die maximalen Druckeigenspannungen steigen mit zunehmender Spannungsdicke, während die erreichbaren Zyklen sinken. Somit scheint sich die maximale Druckeigenspannung als Bewertungsgröße zu eignen. Werden die Datenpunkte bei der Spannungsdicke  $h = 150$  µm genauer betrachtet, dann zeigt sich, dass die Zyklen mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit leicht fallen, während die Maximale Druckeigenspannung ansteigt. Dies stellt erneut einen Widerspruch dar, sodass sich auch die maximale Druckeigenspannung nur bedingt für eine Bewertung eignet.

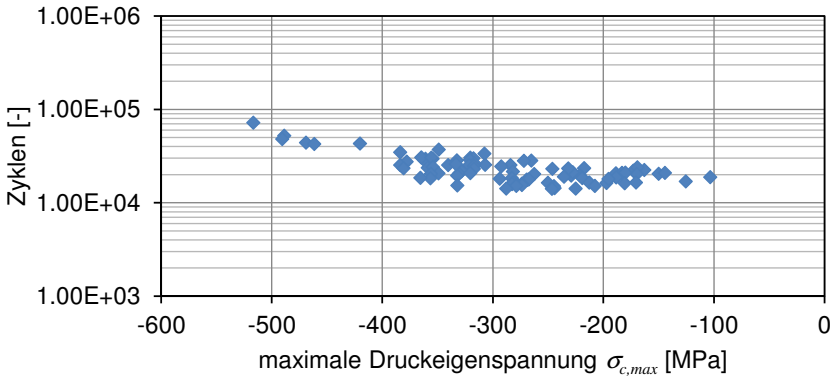


Abbildung 7.33: Einfluss der maximalen Druckeigenspannung  $\sigma_{c,max}$  auf die erreichbaren Zyklen bei einer Spannungsamplitude von 900 MPa

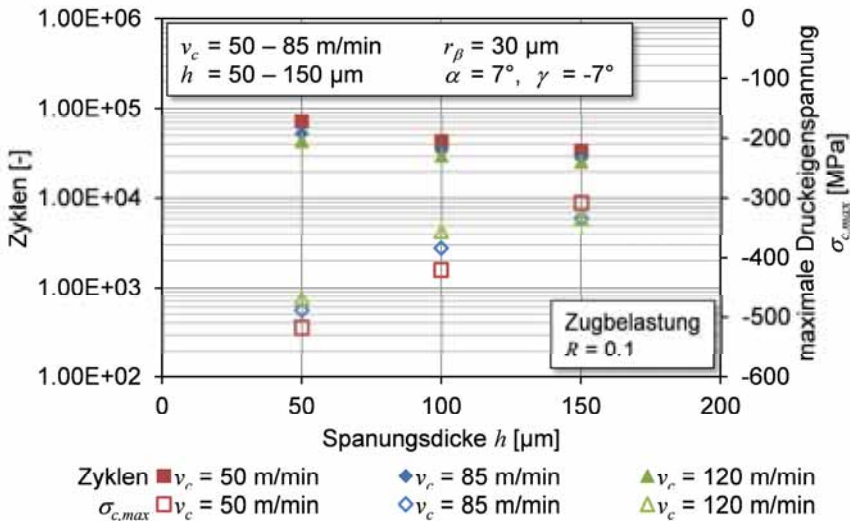


Abbildung 7.34: Gegenüberstellung der Zyklen bei einer Spannungsamplitude von  $\sigma_{max} = 900 \text{ MPa}$  und der maximalen Druckeigenspannungen

Die Analyse der charakteristischen Kenngrößen zeigt, dass es mit deren Definition aufgrund der vielseitigen Einflüsse nur bedingt möglich ist, verschiedene Eigenspannungstiefenprofile im Hinblick auf die erreichbaren Bauteileigenschaften zu bewerten. Für eine erste Trendanalyse eignet sich die maximale Druckeigenspannung noch am besten.

## 8 Analyse idealer Prozess- und Werkzeugparameter

Die Analysen der wesentlichen Prozess- und Werkzeuggeometrieparameter in Kapitel 7 haben gezeigt, dass es meist eindeutige Tendenzen sowohl für die Erhöhung des spezifischen Standvolumens als auch für die Optimierung der Bauteileigenschaften gibt. Eine Erhöhung der mechanischen Belastungen wirkt sich nicht so stark auf den Werkzeugverschleiß und die Bauteileigenschaften aus, wie eine Erhöhung der thermischen Belastungen.

Eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit führt bei nahezu gleichbleibender mechanischer Belastung zu einer starken Zunahme der Temperaturen in den Scherzonen, was sowohl die thermische Belastung der Werkzeuge als auch der Bauteile erhöht. Wie in Kapitel 6.2.1 gezeigt, steigt der Verschleiß mit zunehmender Temperatur exponentiell an, sodass steigende Temperaturen an den Werkzeugen zu einer deutlichen Verminderung der erreichbaren spezifischen Standvolumina führen (Abbildung 7.2 auf Seite 123). Am Werkstück führen erhöhte Temperaturen zu größeren Zugeigenspannungen an der Bauteiloberfläche, sodass der Spannungsintensitätsfaktor an einem möglichen Oberflächenanriss größer wird und zu einem schnelleren Risswachstum führt. Dies ist anhand der Ergebnisse der Lebensdauer bei schwingender Belastung deutlich erkennbar (Abbildung 7.4 auf Seite 125). Damit ist es sowohl zum Erreichen großer spezifischer Standvolumina als auch zur Herstellung guter Bauteileigenschaften empfehlenswert, die Schnittgeschwindigkeit so gering wie möglich zu halten. Innerhalb des mittels Simulationen untersuchten Parameterbereichs ist dies die Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 50$  m/min.

Eine Erhöhung der Spanungsdicke verursacht sowohl leicht ansteigende mechanische Belastungen als auch zunehmende thermische Belastungen, sodass das erreichbare spezifische Standvolumen wie bei der Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit ebenfalls absinkt, jedoch nicht ganz so stark. Die Bauteilfestigkeit nimmt bei ansteigender Spanungsdicke deutlich ab. Aus Sicht des spezifischen Standvolumens wirkt sich eine Erhöhung der Spanungsdicke nicht ganz so stark aus wie eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit. Trotzdem ist es empfehlenswert, die Spanungsdicke bei der Endbearbeitung möglichst gering zu halten, da insbesondere die resultierenden Bauteileigenschaften bei geringeren Spanungsdicken deutlich besser ausfallen. Deshalb wird die kleinste Spanungsdicke des untersuchten Parameterbereichs  $h = 50$   $\mu\text{m}$  ausgewählt.

Der Einfluss der Werkzeuggeometrieparameter auf das erreichbare spezifische Standvolumen und die Bauteileigenschaften ist wesentlich geringer als der Einfluss der Prozessparameter. Wenn die Schneidkantenverrundung erhöht wird,

dann steigt die mechanische und thermische Belastung leicht an, was zu einem kleineren spezifischen Standvolumen führt. Da die Temperaturunterschiede recht gering ausfallen, beeinflusst die leicht steigende mechanische Belastung die Bauteilqualität positiv, sodass mit großen Schneidkantenverrundungen geringfügig bessere Lebensdauern erreicht werden können, als mit kleinen. Da die Unterschiede der Bauteileigenschaften nicht so deutlich in Erscheinung treten, wie die Abnahme der spezifischen Standvolumina mit zunehmender Schneidkantenverrundung, ist es tendenziell empfehlenswert scharfe Werkzeuge mit kleinen Schneidkantenradien Werkzeugen mit größeren Verrundungen vorzuziehen. Die kleinste Schneidkantenverrundung in den Untersuchungen war  $r_{\beta} = 15 \mu\text{m}$ , sodass diese als ideale Kombination aus hohem Standvolumen bei bester Bauteileigenschaften ausgewählt wird.

Der Spanwinkel verhält sich genau umgekehrt, wie die Schneidkantenverrundung. Positivere Spanwinkel führen zu leicht sinkenden mechanischen und thermischen Belastungen, sodass das spezifische Standvolumen geringfügig ansteigt. Die Bauteileigenschaften werden dafür schlechter. Da der Einfluss des Spanwinkels ebenfalls gering ausfällt, ist es empfehlenswert negative Spanwinkel positiven Spanwinkeln vorzuziehen. Dadurch ist der Keilwinkel stabiler und in Folge dessen weniger anfällig gegen Plattenbrüche. Dies führt zur Wahl eines Spanwinkels von  $\gamma = -7^\circ$ .

Die Geometrieänderungen der Schneidkante mit zunehmendem Werkzeugverschleiß beeinflussen die Bauteileigenschaften negativ, obwohl die gemessene Temperaturveränderung nur sehr gering ist (vgl. Abbildung 7.20). Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Temperatur an der Schneidenspitze und nicht an der Freifläche gemessen wird. An der Freifläche führt die erhöhte Reibfläche mit zunehmender Verschleißmarkenbreite zu einer deutlichen Temperaturerhöhung. Aus diesem Grund ist es besonders wichtig, dass Prozessparameter und Werkzeuggeometrien gewählt werden, bei denen der Werkzeugverschleiß nicht so schnell voranschreitet, da dadurch nicht nur Werkzeugkosten gespart werden können, sondern zusätzlich wesentlich länger bessere Bauteileigenschaften erreicht werden.

In Tabelle 8.1 sind die einzelnen Prozess- und Geometrieparameter der durchgeführten Einflussanalyse zusammenfassend gegenübergestellt. Die Pfeile kennzeichnen den jeweiligen Einfluss bei steigenden Werten der isoliert betrachteten Prozess- und Geometrieparameter. Als ideale Kombination aus Prozess- und Geometrieparameter ergibt sich innerhalb der untersuchten Bereiche die Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 50 \text{ m/min}$ , die Spannungsdicke  $h = 50 \mu\text{m}$ , die Schneidkantenverrundung  $r_{\beta} = 15 \mu\text{m}$  und der Spanwinkel  $\gamma = -7^\circ$ .

Tabelle 8.1: Einflussanalyse der relevanten Prozess- und Geometrieparameter

Prozess-/Geometrie- parameter	mechanische Belastung	thermische Belastung	Stand- volumen	Bauteil- eigenschaften
Schnittgeschwindigkeit $v_c$	→	↑	↓	↓
Spanungsdicke $h$	→	→	→	↓
Schneidkanten- verrundung $r_\beta$	→	→	→	→
Spanwinkel $\gamma$	→	→	→	→
Verschleißmarken- breite $VB$	→	→	x	↓

Zur Überprüfung der aus der Einflussanalyse resultierenden Prozess- und Geometrieparameter wurde eine weitere Werkzeugverschleißsimulation durchgeführt. Es zeigt sich in Abbildung 8.1, dass das damit erzielbare spezifische Standvolumen das bisher größte innerhalb des untersuchten Parameterfelds deutlich übertrifft.

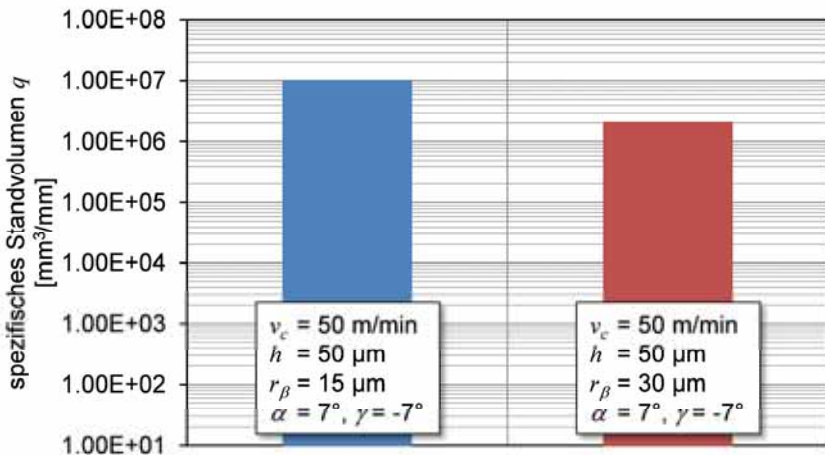
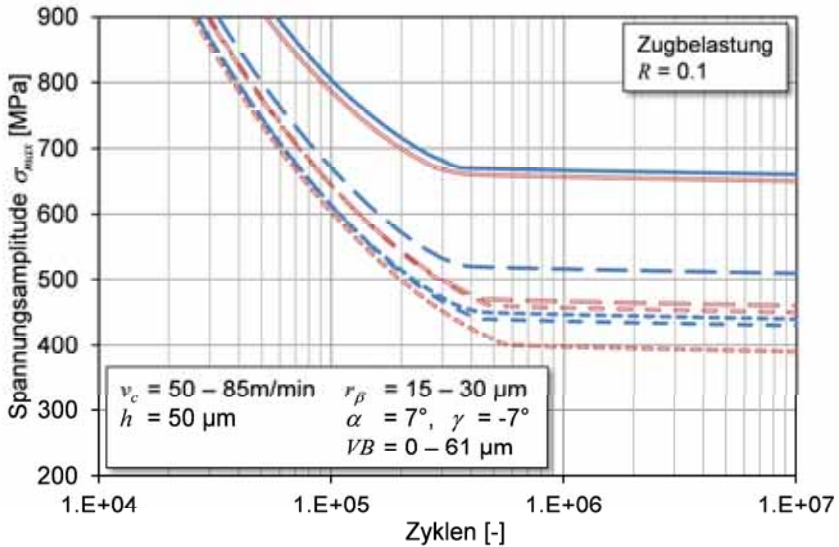


Abbildung 8.1: Verbesserung des spezifischen Standvolumens durch die innerhalb des Parameterfelds als beste Kombination identifizierten Parameter

Auch die Ergebnisse im Hinblick auf die Bauteileigenschaften zeigen die Eignung der identifizierten Parameter auf (vgl. Abbildung 8.2). Das Bauteilverhalten liegt von Beginn an über dem bisher besten Niveau, das mit den untersuchten Parametern erzielt werden konnte.



$v_c = 50 \text{ m/min}$ ,  $h = 50 \mu\text{m}$ ,  $\gamma = -7^\circ$ ,  $r_\beta = 15 \mu\text{m}$   
 —  $VB = 0 \mu\text{m}$     —  $VB = 24 \mu\text{m}$     —  $VB = 36 \mu\text{m}$     - -  $VB = 46 \mu\text{m}$   
 $v_c = 85 \text{ m/min}$ ,  $h = 50 \mu\text{m}$ ,  $\gamma = -7^\circ$ ,  $r_\beta = 30 \mu\text{m}$   
 —  $VB = 0 \mu\text{m}$     -  $VB = 40 \mu\text{m}$     -  $VB = 49 \mu\text{m}$     - -  $VB = 61 \mu\text{m}$

Abbildung 8.2: Berechnete Lebensdauer für die bisher besten Ergebnisse (rote Kurven) im Vergleich zu den innerhalb des Parameterfelds als ideal identifizierten Prozess- und Geometrieparametern (blaue Kurven) für unterschiedliche Verschleißzustände

## 9 Zusammenfassung

Titanlegierungen werden wegen ihrer ausgezeichneten mechanischen und thermischen Eigenschaften, sowie wegen ihrer Biokompatibilität über weite Bereiche hinweg eingesetzt. Den positiven Eigenschaften steht jedoch eine ungünstige Zerspanbarkeit gegenüber, da die hohe Festigkeit große mechanische Werkzeugbelastungen verursacht und die geringe Temperaturleitfähigkeit zu hohen Temperaturen in den Scherzonen führt. Aus diesen Gründen kommt es bei der Zerspanung von Titanlegierungen zu relativ geringen Werkzeugstandzeiten. Die mechanische und thermische Werkzeugbelastung hängt von den Prozessparametern Schnittgeschwindigkeit und Spannungsdicke sowie insbesondere von den Werkzeuggeometrieparametern Spanwinkel und Schneidkantenverrundung ab. Neben dem Werkzeugverschleißverhalten beeinflussen mechanische und thermische Belastungen auch die Bauteilzustände in Form von Eigenspannungen, die wiederum einen Einfluss auf das Verhalten bei schwingender Bauteilbelastung, die Bauteileigenschaften, haben. Der Einfluss von Prozess- und Geometrieparametern auf die resultierenden Bauteilzustände wurde bereits für viele gängige Stahlsorten ausgiebig untersucht. Dabei wurde neben experimentellen Ergebnissen mittels Simulationen ein weitreichendes Verständnis für die Entstehung von Eigenspannungen bei der Zerspanung erarbeitet. Dieses Verständnis wurde für höherfeste Materialien, deren Zerspanung meist auch zur Segmentierung der Späne führt, bisher noch nicht erarbeitet.

Aus diesen Gründen wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit ausgehend von dem Stand der Forschung und Technik mittels simulationsgestützter Analysen der Einfluss der wesentlichen Prozess- und Geometrieparameter auf die erzielbaren spezifischen Standvolumina sowie die resultierenden Bauteilzustände und Bauteileigenschaften untersucht. Hierzu wurden mehrere Simulationsmodelle erstellt, die mittels ausgiebiger experimenteller Untersuchungen verifiziert werden konnten. Das Simulationsmodell der Zerspanung zeigt neben guten Übereinstimmungen der resultierenden Kräfte und Temperaturen über ein breites Prozessparameterfeld hinweg eine Spansegmentierung, die der experimentell erzielten entspricht. Damit ist es möglich dieses Simulationsmodell als Basis für die Simulation des Werkzeugverschleißverhaltens einzusetzen. Zur Berechnung der resultierenden Verschleißraten wird ein kombiniertes Verschleißmodell verwendet, dessen Parameter mittels experimenteller und simulationsgestützter Zerspanungsanalysen angepasst wurden. Da die mechanischen und

thermischen Belastungen von dem Simulationsmodell der Zerspanung zuverlässig berechnet werden, eignet es sich durch eine Erweiterung ebenfalls zur Simulation der resultierenden Bauteilzustände in Form von Eigenspannungen. Mit diesen drei Simulationsmodellen ist es möglich, den Einfluss von Prozess- und Geometrieparametern bei der Segmentspanbildung von Ti-6Al-4V auf den Werkzeugverschleiß sowie auf die resultierenden Bauteilzustände in Form von Eigenspannungen zu untersuchen. Zur Bewertung des Einflusses der resultierenden Bauteilzustände wurden in einem weiteren Modell die Bauteileigenschaften bei schwingender Belastung analysiert.

Wesentliche Erkenntnisse sind, dass die Prozessparameter Schnittgeschwindigkeit und Spannungsdicke einen signifikanten Einfluss auf das erreichbare spezifische Standvolumen und die resultierenden Bauteileigenschaften haben, wobei geringe Parameterwerte gegenüber hohen Werten zu bevorzugen sind. Die Geometrie der Werkzeuge sollte einerseits scharf ausgelegt sein, andererseits aber die mechanische Bauteilbelastung erhöhen, damit Druckeigenspannungen entstehen, die gegenüber Zugeigenspannungen aufgrund ihrer besseren Beständigkeit gegen schwingende Bauteilbelastungen zu bevorzugen sind. Hinzu kommt, dass bei diesen Parametern der Werkzeugverschleiß langsamer voranschreitet, was sich auch im Hinblick auf die resultierenden Bauteileigenschaften positiv auswirkt, da die simulativen Untersuchungen ergeben haben, dass sich mit zunehmendem Werkzeugverschleiß die Bauteileigenschaften verschlechtern. Abschließend wurde mit den erarbeiteten Simulationsmodellen eine ideale Kombination der einstellbaren Prozess- und Geometrieparameter ermittelt, mit denen eine Erhöhung des spezifischen Standvolumens bei gleichzeitiger Verbesserung der Bauteileigenschaften erzielt werden konnte.



## Literaturverzeichnis

- [Aba-11] ABAQUS 6.11 Online Documentation (2011), Build ID: 2011\_04\_07-11.54.48 40404, Dassault Systèmes, 2011.
- [Ahe-05] Ahearne, E.; Byrne, G. (2005): Modeling and Simulation of the Rotational Grinding Process. Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.-11. May 2005, S. 335-341.
- [Arc-53] Archard, J. F. (1953): Contact and Rubbing of Flat Surfaces. Journal of Applied Physics (24:8), S. 981-988.
- [Arr-07] Arrazola, P. J.; Villar, A.; Ugarte, D.; Marya, S. (2007): Serrated Chip Prediction in Finite Element Modeling of the Chip Formation Process. Machining Science and Technology: An International Journal (11:3), S. 367-390.
- [Aru-04] Arunachalam, R.M.; Mannan, M.A.; Spowage, A.C. (2004): Residual stress and surface roughness when facing age hardened Inconel 718 with CBN and ceramic cutting tools. International Journal of Machine Tools and Manufacture (44), S. 879-887.
- [Att-08a] Attanasio, A.; Ceretti, E.; Giardini, C.; Filice, L.; Umbrello, D. (2008): Criterion to evaluate diffusive wear in 3D simulations when turning AISI 1045 steel. International Journal of Material Forming (1:1), S. 495-498.
- [Att-08b] Attanasio, A.; Ceretti, E.; Rizzuti, S.; Umbrello, D.; Micari, F. (2008): 3D finite element analysis of tool wear in machining. CIRP Annals – Manufacturing Technology (57), S. 61-64.
- [Att-08c] Attanasio, A.; Ceretti, E.; Giardini, C. (2008): Simulation of tool wear in 3D FEM environment considering the tool geometry update: the developed algorithm. Proceedings of the 11th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations, Gaithersburg MD, USA, 16.-17. September 2008, S. 199-206.
- [Att-09a] Attanasio, A.; Umbrello, D. (2009): Abrasive and Diffusive Tool Wear FEM Simulation. International Journal of Material Forming (2:1), S. 543-546.

- [Att-09b] Attanasio, A.; Fiorentino, A.; Ceretti, E.; Giardini, C. (2009): Simulation Of Abrasive And Diffusive Tool Wear In Oblique Cutting: Tool Geometry Updating And Experimental Validation. Proceedings of the 12th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, Donostia-San Sebastián, Spain, 7.-8. May 2009, S. 45-52.
- [Att-10] Attanasio, A.; Ceretti, E.; Fiorentino, A.; Cappellini, C.; Giardini, C. (2010): Investigation and FEM-based simulation of tool wear in turning operations with uncoated carbide tools. *Wear* (269), S. 344-350.
- [Aur-06] Aurich, J.C.; Bil, H. (2006): 3D Finite Element Modelling of Segmented Chip Formation. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (55:1), S. 47-50.
- [Aur-09] Aurich, J.C.; Dornfeld, D.; Arrazola, P.J.; Franke, V.; Leitz, L.; Min, S. (2009): Burrs—Analysis, control and removal. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (58:2), S. 519-542.
- [Aut-09] Autenrieth, H.; Weber, M.; Schulze, V.; Gumbsch, P. (2009): Investigation of Process-Specific Size Effects by 3D-FE-Simulations. *High Performance Computing in Science and Engineering '08, Part 8*, S. 543-558.
- [Aut-10] Autenrieth, H. (2010): Numerische Analyse der Mikrozerspannung am Beispiel von Normalisiertem C45E. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT).
- [Bäk-99] Bäker, M.; Siemers, C. (1999): Simulation der Lamellenspanbildung mit ABAQUS/Standard. Tagungsband ABAQUS Anwendertreffen, Essen, 01. Oktober 1999.
- [Bäk-00] Bäker, F.; Rösler, J.; Siemers, C. (2000): High Speed Chip Formation of Ti6Al4V. Proceedings of Materials Week 2000, Munich, Germany, 2000.
- [Bäk-02] Bäker, M.; Rösler, C.; Siemers, C. (2002): A finite element model of high speed metal cutting with adiabatic shearing. *Computers & Structures* (80:5–6), S. 495-513.
- [Bäk-04] Bäker, M. (2004): Finite Element Simulation of Chip Formation. Habilitationsschrift, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig.

- [Bar-05] Barge, M.; Hamdi, H.; Rech, J.; Bergheau J.-M. (2005): Numerical modelling of orthogonal cutting: influence of numerical parameters. *Journal of Materials Processing Technology* (164-165), S. 1148-1153.
- [Bar-08] Bargel, H.-J.; Schulze, G.; Hilbrans, H.; Hübner, K.-H.; Krüger, O. (2008): *Werkstoffkunde*. 10. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, ISBN 978-3-540-79296-3.
- [Bie-05a] Biesinger, F. (2005): Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Randschichtausbildung und Spanbildung beim Hochgeschwindigkeitsfräsen von Ck45. Dissertation, Universität Karlsruhe (TH).
- [Bie-05b] Biesinger, F.; Söhner, J.; Delonnoy, L.; Schmidt, C.; Schulze, V.; Schmidt, J.; Vöhringer, O.; Weule, H. (2005): Simulation des Spanbildungsprozesses beim Hochgeschwindigkeitsfräsen. Tönshoff, H. K.; Hollmann, F. (Hrsg.): *Hochgeschwindigkeitsspanen*. Wiley-VCH Verlag GmbH&Co. KGaA, Weinheim, ISBN 3-527-31256-0, S. 207-228.
- [Bou-05] Bouzakis, K.-D.; Friderikos, O.; Mirisidis, I.; Tsiafis, I. (2005): Determination of Chip Geometry and Cutting Forces in Gear Hobbing by a FEM-based Simulation of the Cutting Process. *Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*, Chemnitz, Germany, 10.-11. May 2005 S. 49-57.
- [Bri-52] Bridgman, P. W. (1952): *Studies in Large Plastic Flow and Fracture with Special Emphasis on the Effects of Hydrostatic Pressure*. McGraw-Hill Book Company, New York.
- [Bri-82] Brinksmeier, E.; Cammett, J. T.; König, W.; Leskovar, P.; Peters, J.; Tönshoff, H. K. (1982): Residual Stresses - Measurement and Causes in Machining Processes. *Annals of the CIRP* (31:2), S. 491-510.
- [Bri-84] Brinksmeier, E.; Schneider, E.; Theiner, W. A.; Tönshoff, H. K. (1984): Nondestructive Testing for Evaluating Surface Integrity. *Annals of the CIRP* (33:2), S. 489-509.
- [Bur-52] Burwell, J. T.; Strang, C. D. (1952): On the Empirical Law of Adhesive Wear. *Journal of Applied Physics* (23), S. 18-28.

- [Cal-08] Calamaz, M.; Coupard, D.; Girot, F. (2008): A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti–6Al–4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* (48:3–4), S. 275-288.
- [CES-11] CES EduPack, 2011.2, Version 7.0.0, Granta Design Limited.
- [Che-01] Che-Haron, C.H. (2001): Tool life and surface integrity in turning titanium alloy. *Journal of Materials Processing Technology* (118), S. 231-237.
- [Che-05] Che-Haron, C.H.; Jawaid, A. (2005): The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti-6% Al-4% V. *Journal of Materials Processing Technology* (166), S. 188-192.
- [Che-04] Chen, L.; El-Wardany, T. I.; Harris, W. C. (2004): Modelling the Effects of Flank Wear Land and Chip Formation on Residual Stresses. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* (53:1), S. 95-98.
- [Chi-09] Childs, T.H.C. (2009): Modelling orthogonal machining of carbon steels. Part I: Strain hardening and yield delay effects. *International Journal of Mechanical Sciences* (51:6), S. 465-472.
- [Chi-11a] Childs, T.H.C. (2011): Adiabatic shearing in metal machining. *Encyclopedia of Production Engineering*.
- [Chi-11b] Childs, T.H.C. (2011): Towards simulating built-up-edge formation in the machining of steel. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* (4:1), S. 57-70.
- [Chu-02] Chuzhoy, L.; DeVor, R. E.; Kapoor, S. G.; Bammann, D. J. (2002): Microstructure-Level Modeling of Ductile Iron Machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* (124:2), S. 162-169.
- [Chu-03a] Chuzhoy, L.; DeVor, R. E.; Kapoor, S. G.; Beaudoin, A. J.; Bammann, D. J. (2003): Machining Simulation of Ductile Iron and Its Constituents, Part 1: Estimation of Material Model Parameters and Their Validation. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* (125: 2), S. 181-191.
- [Chu-03b] Chuzhoy, L.; DeVor, R. E.; Kapoor, S. G. (2003): Machining Simulation of Ductile Iron and Its Constituents, Part 2: Numerical Simulation and Experimental Validation of Machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* (125:2), S. 192-201.

- [Clo-05] Clos, R.; Lorenz, H.; Schreppel, U.; Veit, P. (2005): Verformungslokalisierung und Spanbildung in Inconel 718. Tönshoff, H. K.; Hollmann, F. (Hrsg.): Hochgeschwindigkeitsspanen. Wiley-VCH Verlag GmbH&Co. KGaA, Weinheim, ISBN 3-527-31256-0, S. 426-445.
- [Col-55] Colwell, L. V.; Sinnot, M. J.; Tobin, J. C. (1955): The Determination of Residual Stresses in Hardened, Ground Steel. Transactions of the American Society of Mechanical Engineers (77), S. 1099-1105.
- [Czi-10] Czichos, H.; Habig, K.H. (2010): Tribologie-Handbuch. 3. überarbeitete und erweiterte Auflage, Vieweg-Teubner Verlag, Wiesbaden, ISBN 978-3-8348-0017-6.
- [Dar-00] Darwish, S.M. (2000): The impact of tool material and the cutting parameters on surface roughness of supermet 718 nickel superalloy. Journal of Materials Processing Technology (97), S. 10-18.
- [Del-05] Delonnoy, L.; Hochrainer, T.; Schulze, V.; Löhe, D.; Gumbsch, P. (2005): Similarity considerations on the simulation of turning processes of steels. Zeitschrift für Metallkunde (96), S. 761-769.
- [Den-92] Denkena, B. (1992): Verschleißverhalten von Schneidkeramik bei instationärer Belastung. Dissertation, Universität Hannover.
- [Den-05] Denkena, B.; Becker, J. C.; Jivishov, V. (2005): Scaling Effects on Chip Formation, Forces and Surface Layer in Hard Turning. Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.-11. May 2005, S. 87-92.
- [DIN 8580] Norm DIN 8580: Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung; September 2003.
- [DIN 8589-1] Norm DIN 8589-1: Fertigungsverfahren Spanen – Teil 1: Drehen; September 2003.
- [DIN 8589-5] Norm DIN 8589-5: Fertigungsverfahren Spanen – Teil 5: Räumen; September 2003.

- [El-99] El-Magd E.; Treppmann, C. (1999): Stoffgesetze für hohe Dehngeschwindigkeiten. Tönshoff H.K., Hollmann F. (Hrsg.): Spanen metallischer Werkstoffe mit hohen Geschwindigkeiten. Bonn, ISBN 3-00-006320-X, S. 225-234.
- [Ern-41] Ernst, H.; Merchant, M. E. (1941): Chip Formation, Friction, and High Quality Machined Surfaces. Surface treatment of metals. American Society for Metals, Cleveland, Ohio, S. 299-378.
- [Fie-64] Field, M.; Kahles, J. F. (1964): The surface integrity of machined and ground high-strength steels. Defense Metals Information Center Report (210), S. 54-77.
- [Fie-70] Field, M.; Koster, W. P.; Kohls, J. B.; Snider, R. E.; Maranchik, Jr., J. (1970): Machining of high strength steels with emphasis on surface integrity. Tech. Report AFMDC 70-1, Metcut Research Associates, Inc.
- [Fie-71] Field, M.; Kahles, J. F. (1971): Review of Surface Integrity of Machined Components. Annals of the CIRP (20:2), S. 153-162.
- [Fil-07a] Filice, L.; Micari, F.; Rizzuti, S.; Umbrello, D. (2007): A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining. International Journal of Machine Tools & Manufacture (47:3-4), S. 709-714.
- [Fil-07b] Filice, L.; Micari, F.; Settineri, L.; Umbrello, D. (2007): Wear modeling in mild steel orthogonal cutting when using uncoated carbide tools. Wear (262), S. 545-554.
- [Fra-11] Frank, P. (2011): Modellierung des Werkzeugverschleißes beim Hartdrehen mit polykristallinem cBN (cubic Boron Nitride). Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- [Gad-56] Gadd, E. R. (1956): Fatigue in Aero-Engines. Proceedings of the International Conference on Fatigue of Metals, London 10.-14. September 1956, New York, 28.-30. November 1956, S. 658-671.
- [Gau-09] Gauß, C. F. (1809): Theoria Motus Corporum Coelestium in sectionibus conicis solem ambientium. Göttingen, 1809; Carl Haase (Übers.): Theorie der Bewegung der Himmelskörper, welche in Kegelschnitten die Sonne umlaufen. Hannover, 1865.

- [Ger-98] Gerloff, S. (1998): Analyse des Drehens duktiler Werkstoffe mit der Finite-Elemente-Methode. Dissertation, Technische Universität Berlin.
- [Gin-09] Ginting, A.; Nouari, M. (2009): Surface integrity of dry machined titanium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* (49), S. 325-332.
- [Gra-08] Graf von der Schulenburg, M.; Uhlmann, E. (2008): Tungsten-Copper-Composite Cutting Simulation based on Microscopic Images. *Proceedings of the 11th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations*, Gaithersburg MD, USA, 16.-17. September 2008, S. 121-128.
- [Guo-04] Guo, Y.B.; Yen, D.W. (2004): A FEM study on mechanisms of discontinuous chip formation in hard machining. *Journal of Materials Processing Technology* (155-156), S. 1350-1356.
- [Guo-09] Guo, Y. B.; Li, W.; Jawahir, I. S. (2009): Surface Integrity Characterization and Prediction in Machining of Hardened and Difficult-to-Machine Alloys: A State-of-the-Art Research Review and Analysis. *Machining Science and Technology* (13:4), S. 437-470.
- [Hal-05] Halle, T. (2005): Zusammenhänge zwischen Spanvorgängen und dem mechanischen Werkstoffverhalten bei hohen Dehnungsgeschwindigkeiten. Dissertation, Universität Chemnitz.
- [Has-79] Hastings, W. F.; Mathew, P.; Oxley, P. L. B.; Taylor, J. (1979): Estimated Cutting Temperatures—Their Use as a Predictor of Tool Performance when Machining Plain Carbon Steels. *Proceedings of the Twentieth International Machine Tool Design and Research Conference*, Birmingham, United Kingdom, 10.-14. September 1979, S. 313-320.
- [Hei-09a] Heisel, U.; Krivoruchko, D. V.; Zaloha, W. A.; Storchak, M.; Stehle, T. (2009): Thermomechanische Wechselwirkungen beim Zerspanen – Modellierung der Reibungsprozesse im Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück. *Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* (104:4), S. 263-272.

- [Hei-09b] Heisel, U.; Krivoruchko, D. V.; Zaloha, W. A.; Storchak, M.; Stehle, T. (2009): Bruchmodelle für die Modellierung von Zerspanprozessen. Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb (104:5), S. 330-339.
- [Hei-09c] Heisel, U.; Krivoruchko, D. V.; Zaloha, W. A.; Storchak, M.; Stehle, T. (2009): Thermomechanische Materialmodelle zur Modellierung von Zerspanprozessen. Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb (104:6), S. 482-491.
- [Hei-09d] Heisel, U.; Krivoruchko, D. V.; Zaloha, W. A.; Storchak, M.; Stehle, T. (2009): Die FEM-Modellierung als moderner Ansatz zur Untersuchung von Zerspanprozessen. Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb (104:7-8), S. 604-616.
- [Hen-51] Henriksen, E. K.; Ithaca, N. Y. (1951): Residual Stresses in Machined Surfaces. Transactions of the American Society of Mechanical Engineers (73), S. 69-76.
- [Hof-99] Hoffmeister, H.-W.; Gente, A. (1999): Spanbildung von TiAl6V4. Tönshoff H.K., Hollmann F. (Hrsg.): Spanen metallischer Werkstoffe mit hohen Geschwindigkeiten. Bonn, ISBN 3-00-006320-X, S. 52-64.
- [Hof-05] Hoffmeister, H.-W.; Maiz, K.; Machanova, I. (2005): Simulation of Grinding Processes with FEA. Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.-11. May 2005, S. 329-334.
- [Hof-06] Hoffmeister, H.-W. (2006): Hochgeschwindigkeitszerspannung von Titan- und Nickelbasislegierungen. Denkena, B. (Hrsg.): Hochgeschwindigkeitsspanen metallischer Werkstoffe. PZH Produktionstechnisches Zentrum GmbH, Garbsen, ISBN 3-939026-06-9, S. 27-40.
- [Hol-46] Holm, R. (1946): Electric Contacts. In: Burwell, J. T.: Mechanical Wear. Hugo Gebers Förlag, Schweden.
- [Hor-07] Hortig, C.; Svendsen, B. (2007): Simulation of chip formation during high-speed cutting. Journal of Materials Processing Technology (186:1-3), S. 66-76.
- [Hou-97] Hou, Z.; Komanduri, R. (1997): Modeling of Thermomechanical Shear Instability in Machining. International Journal of Mechanical Science (39), S. 1273-1314.



- [Hua-96] Huang, J. M.; Black, J. T. (1996): An Evaluation of Chip Separation Criteria for the FEM Simulation of Machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* (118), S. 545-554.
- [Hua-04] Hua, J.; Shivpuri, R. (2004): Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys. *Journal of Materials Processing Technology* (150:1-2), S. 124-133.
- [Hug-06] Hughes, J. I.; Sharman, A. R. C.; Ridgway, K. (2006): The Effect of Cutting Tool Material and Edge Geometry on Tool Life and Workpiece Surface Integrity. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* (220), S. 93-107.
- [ISO-3685] International Standard: Tool-life testing with single-point turning tools. Second Edition, 15. November 1993.
- [Jac-00] Jacobus, K.; DeVor, R. E.; Kapoor, S. G. (2000): Machining-induced residual stress: experimentation and modeling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* (122), S. 20-31.
- [Jaw-11] Jawahir, I. S.; Brinksmeier, E.; M'Saoubi, R.; Aspinwell, A. K.; Outeiro, J. C.; Meyer, D.; Umbrello, D.; Jayal, A. D. (2011): Surface integrity in material removal processes: Recent advances. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* (60), S. 603-626.
- [Jee-86a] Jeelani, S.; Bailey, J. A. (1986): Residual Stress Distribution in Machining Annealed 18 Percent Nickel Maraging Steel. *Journal of Engineering for Industry* (108), S. 93-98.
- [Jee-86b] Jeelani, S.; Biswas, S.; Natarajan, R. (1986): Effect of cutting speed and tool rake angle on residual stress distribution in machining 2024-T351 aluminium alloy – unlubricated conditions. *Journal of Materials Science* (21), S. 2705-2710.
- [Joh-83] Johnson, G. R.; Cook, W. H. (1983): A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistic, the Hague, Netherlands*, S. 541-547.
- [Joh-85] Johnson, G. R.; Cook, W. H. (1985): Fracture Characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics* (21:1), S. 31-48.

- [Joh-01] John, R.; Larsen, J. M. (2001): Incorporating Residual Stresses in Life Prediction of Turbine Engine Disks. RTO AVT Symposium on Ageing Mechanisms and Control: Part B – Monitoring and Management of Gas Turbine Fleets for Extended Life and Reduced Cost (RTO-MP-079(I)), Manchester, UK, 8-11 October 2001.
- [Kar-11] Karpát, Y. (2011): Temperature dependent flow softening of titanium alloy Ti6Al4V: An investigation using finite element simulation of machining. *Journal of Materials Processing Technology* (211:4), S. 737-749.
- [Kit-88] Kitagawa, T.; Maekawa, K.; Shirakashi, T.; Usui, E. (1988): Analytical Prediction of Flank Wear of Carbide Tools in Turning Plain Carbon Steels (Part 1). *Bulletin of the Japan Society of Precision Engineering* (22:4), S. 263-269.
- [Kle-09] Klemenz, M. (2009): Anwendung der Simulation der Randschichtausbildung beim Kugelstrahlen auf die Abschätzung der Schwingfestigkeit gekerbter Bauteile. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie.
- [Klo-99] Klocke, F.; Hoppe, S. (1999): Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Spanbildungsvorgang bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide mit hohen Schnittgeschwindigkeiten. Tönshoff H.K., Hollmann F. (Hrsg.): *Spanen metallischer Werkstoffe mit hohen Geschwindigkeiten*. Bonn, ISBN 3-00-006320-X, S. 238-247.
- [Klo-01a] Klocke, F.; Raedt, H.-W.; Hoppe, S. (2001): 2D-FEM Simulation of the orthogonal High Speed Cutting Process. *Proceedings of the 4th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*, Delft, Netherlands, 17.-18. August 2001, S. 117-124.
- [Klo-01b] Klocke, F.; Raedt, H.-W.; Hoppe, S. (2001): 2D-FEM Simulation of the orthogonal High Speed Cutting Process. *Machining Science and Technology: An International Journal* (5:3), S. 323-340.
- [Klo-04] Klocke, F.; Hoppe, S.; Frank, P. (2004): FE-Modeling of the Cutting Process - Experimental Evaluation and Application of the Simulation Results. *Proceedings of the 7th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*, Cluny, France, 04.-05. May 2004, S. 45-52.

- [Klo-06a] Klocke, F.; Lung, D.; Gerschwiler, K.; Abouridouane, M.; Risse, K. (2006): 3D modeling and scaling effects in drilling. Proceedings of the 9th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Bled, Slovenia, 11.-12. May 2006, S. 263-269.
- [Klo-06b] Klocke, F.; Frank, P. (2006): Simulation of tool wear in hard turning. Proceedings of the 9th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Bled, Slovenia, 11.-12. May 2006, S. 499-506.
- [Klo-08] Klocke, F.; König, W. (2008): Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren. 8.Auflage, Springer Verlag Berlin 2008, ISBN 978-3-540-23458-6.
- [Klo-09a] Klocke, F.; Lung, D.; Frank, P. (2009): 3D Tool Wear Simulation of cBN Cutting Inserts in Hard Turning. Proceedings of the 12th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations. Donostia-San Sebastián, Spain, 7.-8. May 2009, S. 61-68.
- [Klo-09b] Klocke, F.; Frank, P. (2009): Verschleißsimulation von cBN-Schneidplatten beim Hartdrehen. wt Werkstatttechnik online (99:1/2), S. 35-41.
- [Klo-11a] Klocke, F.; Gorgels, C.; Herzhoff, S. (2011): Tool Load during Multi-Flank Chip Formation. Proceedings of the 13th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, Sintra, Portugal, 12.-13. May 2011, S. 525-534.
- [Klo-11b] Klocke, F.; Abouridouane, M.; Gerschwiler, K.; Lung, D. (2011): 3D Modelling and Simulation of Gun Drilling. Proceedings of the 13th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, Sintra, Portugal, 12.-13. May 2011, S. 12-19.
- [Kos-70] Koster, W. P.; Field, M.; Fritz, L. J.; Gatto, L. R.; Kahles, J. F. (1970): Surface Integrity of Machined Structural Components. Technical Report AFML-TR-70-11, Metcut Research Associates Inc., Cincinnati, Ohio, March 1970.
- [Kos-91] Koster, W. P. (1991): Effect of Residual Stress on Fatigue of Structural Alloys. Practical Applications of Residual Stress Technology, Conference Proceedings, Indianapolis, Indiana, USA, 15-17 May 1991, S. 1-9.

- [Kru-01] Kruzhanov, V.; Zeitz, H. (2001): Investigation of Chip Formation during High Speed Drilling. Schulz, E. (Editor): Scientific Fundamentals of HSC. Carl Hanser Verlag, München, S. 22-31.
- [Lee-98a] Lee, W.-S.; Lin, C.-F. (1998): High-temperature deformation behaviour of Ti6Al4V alloy evaluated by high strain-rate compression tests. *Journal of Materials Processing Technology* (75), S. 127-136.
- [Lee-98b] Lee, W.-S.; Lin, C.-F. (1998): Plastic deformation and fracture behaviour of Ti-6Al-4V alloy loaded with high strain rate under various temperatures. *Materials Science and Engineering (A241)*, S. 48-59.
- [Lim-93] Lim, S. C.; Lee, S. H.; Liu, Y. B.; Seah, K. H. W. (1993): Wear maps for uncoated high-speed steel cutting tools. *Wear* (170), S. 137-144.
- [Liu-76a] Liu, C. R.; Barash, M. M. (1976): The Mechanical State of the Sublayer of a Surface Generated by Chip-Removal Process, Part 1: Cutting With a Sharp Tool. *Journal of Engineering for Industry* (98), S. 1192-1201.
- [Liu-76b] Liu, C. R.; Barash, M. M. (1976): The Mechanical State of the Sublayer of a Surface Generated by Chip-Removal Process, Part 2: Cutting With a Tool With Flank Wear. *Journal of Engineering for Industry* (98), S. 1202-1208.
- [Liu-82] Liu, C. R.; Barash, M. M. (1982): Variables Governing Patterns of Mechanical Residual Stress in a Machined Surface. In: *Journal of Engineering for Industry* (104), S. 257-264.
- [Liu-09] Liu, Y.; Mahadevan, S. (2009): Probabilistic fatigue life prediction using an equivalent initial flaw size distribution. *International Journal of Fatigue* (31), S. 476-487.
- [Lor-06] Lorentzon, J.; Järvstråt, N. (2006): Tool Wear Geometry Updating in Inconel 718 Turning Simulations. *Proceedings of the 9th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*, Bled, Slovenia, 11.-12. May 2006, S. 491-498.
- [Lor-08] Lorentzon, J.; Järvstråt, N. (2008): Modelling tool wear in cemented-carbide machining alloy 718. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (48), S. 1072-1080.

- [Mae-89] Maekawa, K.; Kitagawa, T.; Shirakashi, T.; Usui, E. (1989): Analytical Prediction of Flank Wear of Carbide Tools in Turning Plain Carbon Steels (Part 2). *Bulletin of the Japan Society of Precision Engineering* (23:2), S. 126-133.
- [Man-01] Mantle, A. L.; Aspinwall, D. K. (2001): Surface integrity of a high speed milled gamma titanium aluminide. *Journal of Materials Processing Technology* (118:1-3), S. 143-150.
- [Mar-95] Marusich, T. D.; Ortiz, M. (1995): Modelling and Simulation of High-Speed Machining. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* (38), S. 3675-3694.
- [Mat-86] Matsumoto, Y.; Barash, M. M.; Liu, C. R. (1986): Effect of Hardness on the Surface Integrity of AISI 4340 Steel. *Journal of Engineering for Industry* (108:3), S. 169-175.
- [Mat-99] Matsumoto, Y.; Hashimoto, F.; Lahoti, G. (1999): Surface Integrity Generated by Precision Hard Turning. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (48:1), S 59-62.
- [Mey-01] Meyer Jr., H. W.; Kleponis, D. S. (2001): Modeling the high strain rate behavior of titanium undergoing ballistic impact and penetration. *International Journal of Impact Engineering* (26), S. 509-521.
- [Mol-11] Molinari, A.; Cheriguene, R.; Miguelez, H. (2011): Numerical and analytical modeling of orthogonal cutting: The link between local variables and global contact characteristics. *International Journal of Mechanical Sciences* (53:3), S. 183-206.
- [Mül-01] Müller, B.; Renz, U. (2001): Development of a fast fiber-optic two-color pyrometer for the temperature measurement of surfaces with varying emissivities. *Review of Scientific Instruments* (72:8), S. 3366-3374.
- [Nab-01] Nabhani, F. (2001): Machining of aerospace titanium alloys. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* (17:1-2), S. 99-106.
- [Nas-02] NASGRO Technical Manual (2002): Fatigue Crack Growth Computer Program "NASGRO" Version 3.0, Reference Manual, March 2002, National Aeronautics and Space Administration, Lyndon B. Johnson Space Center, 2101 NASA Road 1, Houston, Texas 77058-3696.

- [Nar-83] Narutaki, N.; Murakoshi, A.; Motonishi, S.; Takeyama, H. (1983): Study on Machining of Titanium Alloys. CIRP Annals - Manufacturing Technology (32:1), S. 65-69.
- [New-66] Newton, I. (1966): La méthode des fluxions et des suites infinies. Traduit par M. de Buffon, Librairie Scientifique Albert Blanchard, Paris.
- [New-84] Newman, J. C. Jr. (1984): A Crack Opening Stress Equation for Fatigue Crack Growth. International Journal of Fracture (24), S. R131-R135.
- [Nou-06] Nouari, M.; Ginting, A. (2006): Wear characteristics and performance of multi-layer CVD-coated alloyed carbide tool in dry end milling of titanium alloy. Surface and Coatings Technology (200:18-19), S. 5663-5676.
- [Nur-07] Nurul-Amin, A. K. M.; Ismail, A. F; Nor Kairushima, M. K. (2007): Effectiveness of uncoated WC-Co and PCD inserts in end milling of titanium alloy - Ti-6Al-4V. Journal of Materials Processing Technology (192-193), S. 147-158.
- [Obi-97] Obikawa, T.; Sasahara, H.; Shirakashi, T.; Usui, E. (1997): Application of Computational Machining Method to Discontinuous Chip Formation. Journal of Manufacturing Science and Engineering (119), S. 667-674.
- [Out-06] Outeiro, J. C.; Umbrello, D.; M'Saoubi, R. (2006): Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel. International Journal of Machine Tools and Manufacture (46), S. 1786-1794.
- [Öze-05] Özel, T.; Zeren, E. (2005): Finite Element Method Simulation of Machining of AISI 1045 Steel With A Round Edge Cutting Tool. Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, 10.-11. May 2005, S. 533-541.
- [Öze-10a] Özel, T.; Sima, M.; Srivastava, A.K.; Kaftanoglu, B. (2010): Investigations on the effects of multi-layered coated inserts in machining Ti-6Al-4V alloy with experiments and finite element simulations. CIRP Annals - Manufacturing Technology (59:1), S. 77-82.

- [Öze-10b] Özel, T.; Sima, M. (2010): Finite Element Simulation of high speed machining Ti-6Al-4V alloy using modified material models. Transactions of NAMRI/SME (38), S. 49-56.
- [Paw-08] Pawade, R. S.; Joshi, S. S.; Brahmkar, P. K. (2008): Effect of machining parameters and cutting edge geometry on surface integrity of high-speed turned Inconel 718. International Journal of Machine Tools & Manufacture (48), S. 15-28.
- [Pie-05] Piendl, S.; Aurich, J. C.; Steinicke, M. (2005): 3D Finite-Element Simulation of Chip Formation in Turning. Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.-11. May 2005, S. 225-233.
- [Pit-11] Pittalà, G.M.; Monno, M. (2011): A new approach to the prediction of temperature of the workpiece of face milling operations of Ti-6Al-4V. Applied Thermal Engineering (31:2-3), S. 173-180.
- [Pue-10] Puerta Velásquez, J. D.; Tidu, A.; Bolle, B.; Chevrier, P.; Fundenberger, J.-J. (2010): Sub-surface and surface analysis of high speed machined Ti-6Al-4V alloy. Materials Science and Engineering A (527:10-11), S. 2572-2578.
- [Ric-09] Richard, H. A.; Sander, M. (2009): Ermüdungsrisse, 1.Auflage, Vieweg+Teubner GWV Fachverlag, Wiesbaden 2009, ISBN 978-3-8348-0292-7.
- [Sch-06] Schwach, D. W.; Guo, Y. B. (2006): A fundamental study on the impact of surface integrity by hard turning on rolling contact fatigue, International Journal of Fatigue (28:12), S. 1838-1844.
- [Sch-10] Schmidt, C. (2010): Development of a database to consider multi wear mechanisms within chip forming simulation. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT).
- [Sch-11a] Schulze, V.; Kühlewein, C.; Autenrieth, H. (2011): 3D-FEM Modeling of Gear Skiving to Investigate Kinematics and Chip Formation Mechanisms. Proceedings of the 13th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, Sintra, Portugal, 12.-13. May 2011, S. 46-55.

- [Sch-11b] Schulze, V.; Zanger, F. (2011): Investigation of the machining behavior of metal matrix composites (MMC) using chip formation simulation. Proceedings of the 13th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, Sintra, Portugal, 12.-13. May 2011, S. 20-29.
- [Sch-11c] Schulze, V.; Zanger, F. (2011): Development of a simulation model to investigate tool wear in Ti-6Al-4V alloy machining. Proceedings of the 13th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, Sintra, Portugal, 12.-13. May 2011, S. 535-544.
- [Sha-77] Shaw, M. C. (1977): Dimensional analysis for wear systems. *Wear* (43), S. 263-266.
- [Sha-05] Shaw, M. C. (2005): *Metal Cutting Principles*. 2nd edition, Oxford University Press, New York, ISBN 0-19-514206-3.
- [Shi-01] Shivpuri, R.; Hua, J. (2001): Microstructure-Mechanics Interactions in Modeling Chip Segmentation during Titanium Machining. *Annals of the CIRP* (51), S. 85-89.
- [Shi-04] Shi, J.; Liu, C. R. (2004): The Influence of Material Models on Finite Element Simulation of Machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* (126), S. 849-857.
- [Sie-03] Sievert, R.; Noak, H.-D.; Hamann, A.; Löwe, P.; Singh, K.N.; Künecke, G.; Clos, R.; Schreppel, U.; Veit, P.; Uhlmann, E.; Zettler, R. (2003): Simulation der Spansegmentierung beim Hochgeschwindigkeits-Zerspanen unter Berücksichtigung duktiler Schädigung. *Technische Mechanik* (23:2-4), S. 216-233.
- [Sie-05] Siems, S.; Warnecke, G.; Aurich, J. C. (2005): Mechanismen der Werkstoffbeanspruchungen sowie deren Beeinflussung bei der Zerspanung mit hohen Geschwindigkeiten. Tönshoff, H. K.; Hollmann, F. (Hrsg.): *Hochgeschwindigkeitsspanen*. Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, ISBN 3-527-31256-0, S. 304-329.
- [Sim-06] Simoneau, A.; Ng, E.; Elbestawi, M. A. (2006): The Effect of Microstructure on Chip Formation and Surface Defects in Microscale, Mesoscale, and Macroscale Cutting of Steel. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (55:1), S. 97-102.



- [Sim-10] Sima, M.; Özel, T. (2010): Modified material constitutive models for serrated chip formation simulations and experimental validation in machining of titanium alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* (50:11), S. 943-960.
- [Söh-03] Söhner, J. (2003): Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Element-Methode. Dissertation, Universität Karlsruhe (TH).
- [Spi-09] Spieß, L.; Teichert, G.; Schwarzer, R.; Behnken, H.; Genzel, C. (2009): *Moderne Röntgenbeugung*. 2. Auflage, Vieweg+Teubner-Verlag, Wiesbaden, ISBN 978-3-8351-0166-1.
- [Sun-09a] Sun, S.; Brandt, M.; Dargusch, M. S. (2009): Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* (49:7-8), S. 561-568.
- [Sun-09b] Sun, J.; Guo, Y. B. (2009): A comprehensive experimental study on surface integrity by end milling Ti-6Al-4V. *Journal of Materials Processing Technology* (209), S. 4036-4042.
- [Sun-09c] Sun, J.; Guo, Y. (2009): Material flow stress and failure in multiscale machining titanium alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (41), S. 651-659.
- [Tak-63] Takeyama, H.; Murata, R. (1963): Basic Investigation of Tool Wear. *Journal of Engineering for Industry* (78), S. 33-38.
- [Tay-06] Taylor, F. W. (1906): On the art of cutting metals. *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers* (28), New York Meeting, 3.-6. December 1906, S. 31-350.
- [Tho-10] Thomas, M.; Turner, S.; Jackson, M. (2010): Microstructural damage during high-speed milling of titanium alloys. *Scripta Materialia* (62), S. 250-253.
- [Tri-56] Trigger, K. J.; Chao, B. T. (1956): The Mechanism of Crater Wear of Cemented Carbide Tools. *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers* (78), S. 1119-1126.
- [Tön-95] Tönshoff, H. K. (1995): *Spanen*. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, ISBN 3-540-58742-X.


- [Tön-99] Tönshoff, H. K.; Hollmann, F. (1999): Spanen metallischer Werkstoffe mit hohen Geschwindigkeiten. Kolloquium des Schwerpunktprogramms der Deutschen Forschungsgemeinschaft, Bonn, 18. November 1999.
- [Tön-05] Tönshoff, H. K.; Hollmann, F. (2005): Hochgeschwindigkeits-spanen. Wiley-VCH Verlag GmbH&Co. KGaA, Weinheim, ISBN 3-527-31256-0.
- [Uhl-07] Uhlmann, E.; Graf von der Schulenburg, M.; Zettler, R. (2007): Finite Element Modeling and Cutting Simulation of Inconel 718. CIRP Annals - Manufacturing Technology (56:1), S. 61-64.
- [Ulu-11] Ulutan, D.; Özel, T. (2011): Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. International Journal of Machine Tools and Manufacture (51:3), S. 250-280.
- [Umb-07] Umbrello, D.; M'Saoubi, R.; Outeiro, J. C. (2007): The influence of Johnson-Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel. International Journal of Machine Tools and Manufacture (47:3-4), S. 462-470.
- [Umb-08] Umbrello, D. (2008): Finite element simulation of conventional and high speed machining of Ti6Al4V alloy. Journal of Materials Processing Technology (196:1-3), S. 79-87.
- [Usu-78] Usui, E.; Shirakashi, T., Kitagawa, M. (1978): Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process, Part 3 Cutting Temperature and Crater Wear of Carbide Tool. Transactions of the American Society of Mechanical Engineers (100), S. 236-243.
- [Web-07] Weber, M.; Hochrainer, T.; Gumbsch, P.; Autenrieth, H.; Delonnoy, L.; Schulze, V.; Löhe, D.; Kotschenreuther, J.; Fleischer, J. (2007): Investigation of Size-Effects in Machining with Geometrically Defined Cutting Edges. Machining Science and Technology (11:4), S. 447-473.
- [Wes-01] Westhoff, B. (2001): Modellierungsgrundlagen zur FE-Analyse von HSC-Prozessen. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg.
- [Xia-09] Xiang, Y.; Liu, Y. (2009): Mechanism modelling of shot peening effect on fatigue life prediction. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures (33), S. 116-125.

- [Xia-11] Xiang, Y.; Liu, Y. (2011): Application of inverse first-order reliability method for probabilistic fatigue life prediction. *Probabilistic Engineering Mechanics* (26), S. 148-156.
- [Xie-05] Xie, L.-J.; Schmidt, J.; Schmidt, C.; Biesinger, F. (2005): 2D FEM estimate of tool wear in turning operations. *Wear* (258), S. 1479-1490.
- [Yan-99] Yang, X.; Liu, R. C. (1999): Machining titanium and its alloys. *Machining Science and Technology* (3:1), S. 107-139.
- [Yan-02] Yang, X.; Richard Liu, C.; Grandt, A. F. (2002): An Experimental Study on Fatigue Life Variance, Residual Stress Variance, and Their Correlation of Face-Turned and Ground Ti-6Al-4V Samples. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* (124), S. 809-819.
- [Yen-83] Yen, D. W.; Wright, P. K. (1983): Adaptive Control in Machining – A New Approach Based on the Physical Constraints of Tool Wear Mechanisms. *Journal of Engineering for Industry* (105), S. 31-38.
- [Yen-02] Yen, Y.-C.; Söhner, J.; Weule, H.; Schmidt, J.; Altan, T. (2002): Estimation of Tool Wear of Carbide Tool in Orthogonal Cutting Using FEM Simulation. *Proceedings of the 5th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, West Lafayette, IN, USA, 20.-21. May 2002*, S. 149-160.
- [Yen-04] Yen, Y.-C.; Söhner, J.; Lilly, B.; Altan, T. (2004): Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis. *Journal of Materials Processing Technology* (146:1), S. 82-91.
- [Zab-10] Zabel, A. (2010): Prozesssimulation in der Zerspanung – Modellierung von Dreh- und Fräsprozessen. Habilitation, Technische Universität Dortmund.
- [Zag-05] Zaghbani, I.; Bouzid, W.; Sai, K. (2005): A Thermo-Mechanical Coupled F.E.M Model for Orthogonal Cutting. *Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany, 10.-11. May 2005*, S. 225-233.
- [Zha-97] Zhang, B.; Yingjie Liu, W. S.; Tang, X.; Wang, Y. (1997): Microstructures of surface white layer and internal white adiabatic shear band. *Wear* (211:2), S. 164-168.

- [Zla-73] Zlatin, N.; Field, M. (1973): Procedures and Precautions in Machining Titanium Alloys. Jaffee, R. I.; Burte, H. M. (Editors), Proceedings of the 2nd International Conference on Titanium Science and Technology (1); New York, S. 489-504.
- [Zum-86] Zum Gahr, K. H. (1986): Reibung und Verschleiß bei metallischen und nichtmetallischen Werkstoffen. DGM Informationsgesellschaft Verlag, Oberursel, ISBN 3-88355-112-0.

# Anhang


## Anhang A: Materialdatenblatt des Versuchswerkstoffs Ti-6Al-4V



AVSMP  
- VSMPO-AVISMA, Corporation -

**INSPECTION CERTIFICATE**

IN 2024.1.8 400 8002 0002 10 28 100 82008



L. Piskovaya St., Verkhnyaya Sloba, Sverdlovsk reg.  
624 700, RUSSIA  
Phone (343445) 2-38-32, 2-17-66  
Fax (343445) 2-47-36, 2-05-00

**CERTIFICATE** № 17681Y06 **date** 31.10.2005

**Purchaser:** VSMPO TIRUS KCo, Switzerland  
**Quality/lot:** 3.7164.1(16AMV) **Conditions of delivery:** Hot Rolled, Mechanical, Pickled, Annealed & Ground

**Contract:** 7560327T00 Annex 1  
**Purchaser order:** WL 3.7164 Part 2 USN 65174.  
**AMS 49260** **AMS 49260**

Item No	Unit	Weight (kg)	In remnant	Object	Dimensions (mm) or Drawing No	Heat No	Lot No
	Al	V	O <sub>2</sub>	Fe	H <sub>2</sub>	Y	
	max	min	max	min	max	min	
WL 3.7164 Part 2	6,50	3,50	max	max	max	max	
AMS 49260	6,75	4,50	0,30	0,05	0,0125	0,005	
TOP	6,34	3,56	0,182	0,18	0,007	0,0010	<0,001
BOTTOM	6,52	3,52	0,193	0,16	0,020	0,0008	<0,001

Requirement	0,20% proof stress	Tensile strength	Elongation	Elongation after fracture	Reduction of area	Fracture		Heat treatment	
						mm	MPa	mm	%
WL 3.7164 Part 2	min	min	min	min	min	min	min	min	min
AMS 49260	930	900	10	25	25	25	25	25	25
1	874	908	15,7	41,7	1003	1003	1003	730	2 R, air cooling
20	845	841	16,7	48,4	1003	1003	1003		

**Microstructures testing** As per AMS 49260 par. 3.6.

**Microstructure testing** As per AMS 49260 par. 3.6.1.2.2, 3.6.1.3.

Free film alpha-case

**Ultrasonic inspection** As per AMS 2031 B Class 1, 2.8 mm F80g.


Longitudinal wave, Immersion method

Focused transducer.

IN 2024.1.8 400 8002 0002 10 28 100 82008

Prepared by: Neodono Y A  
Name: Somolova S Y.

signature: *Somolova*

stamp: 

Number: 7042008 per AMS 2241



## **Lebenslauf**

### **Persönliches**

Name	Frederik Zanger
Geburtsdatum	21. April 1982
Geburtsort	Kämpfelbach
Familienstand	verheiratet, zwei Kinder

### **Ausbildung**

1999 – 2002	Technisches Gymnasium, Pforzheim
2002 – 2007	Studium: Ingenieur-Pädagogik, Universität Karlsruhe (TH) (Fachrichtungen Maschinenbau und Mathematik) Abschluss: Diplom-Ingenieur-Pädagoge

### **Berufstätigkeit**

2007 – 2012	Akademischer Mitarbeiter in der Gruppe Fertigungs- und Werkstofftechnik am wbk - Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)
seit 2009	Koordinator des Forschungsschwerpunkts Virtuelle Produktion am wbk
seit 2012	Gruppenleiter des Forschungsbereichs Fertigungs- und Werkstofftechnik am wbk





Forschungsberichte aus dem **wbk**  
Institut für Produktionstechnik  
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Bisher erschienene Bände:

---

Band 0

Dr.-Ing. Wu Hong-qi

**Adaptive Volumenstromregelung mit Hilfe von drehzahlgeregelten Elektroantrieben**

Band 1

Dr.-Ing. Heinrich Weiß

**Fräsen mit Schneidkeramik - Verhalten des System  
Werkzeugmaschine-Werkzeug-Werkstück und Prozessanalyse**

Band 2

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Stierle

**Entwicklung und Untersuchung hydrostatischer Lager für die  
Axialkolbenmaschine**

Band 3

Dr.-Ing. Herbert Hörner

**Untersuchung des Geräuschverhaltens druckgeregelter Axialkolbenpumpen**

Band 4

Dr.-Ing. Rolf-Dieter Brückbauer

**Digitale Drehzahlregelung unter der besonderen Berücksichtigung  
von Quantisierungseffekten**

Band 5

Dr.-Ing. Gerhard Staiger

**Graphisch interaktive NC-Programmierung von Drehteilen im Werkstattbereich**

Band 6

Dr.-Ing. Karl Peters

**Ein Beitrag zur Berechnung und Kompensation von Positionierfehlern an  
Industrierobotern**

Band 7

Dr.-Ing. Paul Stauss

**Automatisierte Inbetriebnahme und Sicherung der Zuverlässigkeit und Verfügbarkeit numerisch gesteuerter Fertigungseinrichtungen**

Band 8

Dr.-Ing. Günter Möckesch

**Konzeption und Realisierung eines strategischen, integrierten Gesamtplanungs- und -bearbeitungssystems zur Optimierung der Drehteilorganisation für auftragsbezogene Drehereien**

Band 9

Dr.-Ing. Thomas Oestreicher

**Rechnergestützte Projektierung von Steuerungen**

Band 10

Dr.-Ing. Thomas Selinger

**Teilautomatisierte werkstattnahe NC-Programmerstellung im Umfeld einer integrierten Informationsverarbeitung**

Band 11

Dr.-Ing. Thomas Buchholz

**Prozessmodell Fräsen, Rechnerunterstützte Analyse, Optimierung und Überwachung**

Band 12

Dr.-Ing. Bernhard Reichling

**Lasergestützte Positions- und Bahnvermessung von Industrierobotern**

Band 13

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lesser

**Rechnergestützte Methoden zur Auswahl anforderungsgerechter Verbindungselemente**

Band 14

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lauffer

**Einsatz von Prozessmodellen zur rechnerunterstützten Auslegung von Räumwerkzeugen**

Band 15

Dr.-Ing. Michael C. Wilhelm

**Rechnergestützte Prüfplanung im Informationsverbund moderner Produktionssysteme**

Band 16  
Dr.-Ing. Martin Ochs

**Entwurf eines Programmsystems zur wissensbasierten Planung und Konfigurierung**

Band 17  
Dr.-Ing. Heinz-Joachim Schneider

**Erhöhung der Verfügbarkeit von hochautomatisierten Produktionseinrichtungen mit Hilfe der Fertigungsleittechnik**

Band 18  
Dr.-Ing. Hans-Reiner Ludwig

**Beanspruchungsanalyse der Werkzeugschneiden beim Stirnplanfräsen**

Band 19  
Dr.-Ing. Rudolf Wieser

**Methoden zur rechnergestützten Konfigurierung von Fertigungsanlagen**

Band 20  
Dr.-Ing. Edgar Schmitt

**Werkstattsteuerung bei wechselnder Auftragsstruktur**

Band 21  
Dr.-Ing. Wilhelm Enderle

**Verfügbarkeitssteigerung automatisierter Montagesysteme durch selbsttätige Behebung prozessbedingter Störungen**

Band 22  
Dr.-Ing. Dieter Buchberger

**Rechnergestützte Strukturplanung von Produktionssystemen**

Band 23  
Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

**Rechnerunterstützte Technologieplanung für die flexibel automatisierte Fertigung von Abkantteilen**

Band 24  
Dr.-Ing. Lukas Loeffler

**Adaptierbare und adaptive Benutzerschnittstellen**

Band 25  
Dr.-Ing. Thomas Friedmann

**Integration von Produktentwicklung und Montageplanung durch neue rechnergestützte Verfahren**

Band 26

Dr.-Ing. Robert Zurrin

**Variables Formhonen durch rechnergestützte Hornprozesssteuerung**

Band 27

Dr.-Ing. Karl-Heinz Bergen

**Langhub-Innenrundhonen von Grauguss und Stahl mit einem elektromechanischem Vorschubsystem**

Band 28

Dr.-Ing. Andreas Liebisch

**Einflüsse des Festwalzens auf die Eigenspannungsverteilung und die Dauerfestigkeit einsatzgehärteter Zahnräder**

Band 29

Dr.-Ing. Rolf Ziegler

**Auslegung und Optimierung schneller Servopumpen**

Band 30

Dr.-Ing. Rainer Bartl

**Datenmodellgestützte Wissensverarbeitung zur Diagnose und Informationsunterstützung in technischen Systemen**

Band 31

Dr.-Ing. Ulrich Golz

**Analyse, Modellbildung und Optimierung des Betriebsverhaltens von Kugelgewindetrieben**

Band 32

Dr.-Ing. Stephan Timmermann

**Automatisierung der Feinbearbeitung in der Fertigung von Hohlformwerkzeugen**

Band 33

Dr.-Ing. Thomas Noe

**Rechnergestützter Wissenserwerb zur Erstellung von Überwachungs- und Diagnoseexpertensystemen für hydraulische Anlagen**

Band 34

Dr.-Ing. Ralf Lenschow

**Rechnerintegrierte Erstellung und Verifikation von Steuerungsprogrammen als Komponente einer durchgängigen Planungsmethodik**

Band 35

Dr.-Ing. Matthias Kallabis

**Räumen gehärteter Werkstoffe mit kristallinen Hartstoffen**

Band 36

Dr.-Ing. Heiner-Michael Honeck

**Rückführung von Fertigungsdaten zur Unterstützung einer fertigungsgerechten Konstruktion**

Band 37

Dr.-Ing. Manfred Rohr

**Automatisierte Technologieplanung am Beispiel der Komplettbearbeitung auf Dreh-/Fräszellen**

Band 38

Dr.-Ing. Martin Steuer

**Entwicklung von Softwarewerkzeugen zur wissensbasierten Inbetriebnahme von komplexen Serienmaschinen**

Band 39

Dr.-Ing. Siegfried Beichter

**Rechnergestützte technische Problemlösung bei der Angebotserstellung von flexiblen Drehzellen**

Band 40

Dr.-Ing. Thomas Steitz

**Methodik zur marktorientierten Entwicklung von Werkzeugmaschinen mit Integration von funktionsbasierter Strukturierung und Kostenschätzung**

Band 41

Dr.-Ing. Michael Richter

**Wissensbasierte Projektierung elektrohydraulischer Regelungen**

Band 42

Dr.-Ing. Roman Kuhn

**Technologieplanungssystem Fräsen. Wissensbasierte Auswahl von Werkzeugen, Schneidkörpern und Schnittbedingungen für das Fertigungsverfahren Fräsen**

Band 43

Dr.-Ing. Hubert Klein

**Rechnerunterstützte Qualitätssicherung bei der Produktion von Bauteilen mit frei geformten Oberflächen**

Band 44

Dr.-Ing. Christian Hoffmann

**Konzeption und Realisierung eines fertigungsintegrierten Koordinatenmessgerätes**

Band 45

Dr.-Ing. Volker Frey

**Planung der Leittechnik für flexible Fertigungsanlagen**

Band 46

Dr.-Ing. Achim Feller

**Kalkulation in der Angebotsphase mit dem selbsttätig abgeleiteten Erfahrungswissen der Arbeitsplanung**

Band 47

Dr.-Ing. Markus Klaiber

**Produktivitätssteigerung durch rechnerunterstütztes Einfahren von NC-Programmen**

Band 48

Dr.-Ing. Roland Minges

**Verbesserung der Genauigkeit beim fünffachsigen Fräsen von Freiformflächen**

Band 49

Dr.-Ing. Wolfgang Bernhart

**Beitrag zur Bewertung von Montagevarianten: Rechnergestützte Hilfsmittel zur kostenorientierten, parallelen Entwicklung von Produkt und Montagesystem**

Band 50

Dr.-Ing. Peter Ganghoff

**Wissensbasierte Unterstützung der Planung technischer Systeme: Konzeption eines Planungswerkzeuges und exemplarische Anwendung im Bereich der Montagesystemplanung**

Band 51

Dr.-Ing. Frank Maier

**Rechnergestützte Prozessregelung beim flexiblen Gesenkbiegen durch Rückführung von Qualitätsinformationen**

Band 52

Dr.-Ing. Frank Debus

**Ansatz eines rechnerunterstützten Planungsmanagements für die Planung in verteilten Strukturen**

Band 53

Dr.-Ing. Joachim Weinbrecht

**Ein Verfahren zur zielorientierten Reaktion auf Planabweichungen in der Werkstattregelung**

Band 54

Dr.-Ing. Gerd Herrmann

**Reduzierung des Entwicklungsaufwandes für anwendungsspezifische Zellenrechnersoftware durch Rechnerunterstützung**

Band 55

Dr.-Ing. Robert Wassmer

**Verschleissentwicklung im tribologischen System Fräsen: Beiträge zur Methodik der Prozessmodellierung auf der Basis tribologischer Untersuchungen beim Fräsen**

Band 56

Dr.-Ing. Peter Uebelhoer

**Inprocess-Geometriemessung beim Honen**

Band 57

Dr.-Ing. Hans-Joachim Schelberg

**Objektorientierte Projektierung von SPS-Software**

Band 58

Dr.-Ing. Klaus Boes

**Integration der Qualitätsentwicklung in featurebasierte CAD/CAM-Prozessketten**

Band 59

Dr.-Ing. Martin Schreiber

**Wirtschaftliche Investitionsbewertung komplexer Produktionssysteme unter Berücksichtigung von Unsicherheit**

Band 60

Dr.-Ing. Ralf Steuernagel

**Offenes adaptives Engineering-Werkzeug zur automatisierten Erstellung von entscheidungsunterstützenden Informationssystemen**

Band 62

Dr.-Ing. Uwe Schauer

**Qualitätsorientierte Feinbearbeitung mit Industrierobotern: Regelungsansatz für die Freiformflächenfertigung des Werkzeug- und Formenbaus**

Band 63

Dr.-Ing. Simone Loeper

**Kennzahlengestütztes Beratungssystem zur Verbesserung der Logistikleistung in der Werkstattfertigung**

Band 64

Dr.-Ing. Achim Raab

**Räumen mit hartstoffbeschichteten HSS-Werkzeugen**

Band 65,

Dr.-Ing. Jan Erik Burghardt

**Unterstützung der NC-Verfahrenskette durch ein bearbeitungs-elementorientiertes, lernfähiges Technologieplanungssystem**

Band 66

Dr.-Ing. Christian Tritsch

**Flexible Demontage technischer Gebrauchsgüter: Ansatz zur Planung und (teil-)automatisierten Durchführung industrieller Demontageprozesse**

Band 67

Dr.-Ing. Oliver Eitrich

**Prozessorientiertes Kostenmodell für die entwicklungsbegleitende Vorkalkulation**

Band 68

Dr.-Ing. Oliver Wilke

**Optimierte Antriebskonzepte für Räummaschinen - Potentiale zur Leistungssteigerung**

Band 69

Dr.-Ing. Thilo Sieth

**Rechnergestützte Modellierungsmethodik zerspantechnologischer Prozesse**

Band 70

Dr.-Ing. Jan Linnenbuerger

**Entwicklung neuer Verfahren zur automatisierten Erfassung der geometrischen Abweichungen an Linearachsen und Drehschwenkköpfen**

Band 71

Dr.-Ing. Mathias Klimmek

**Fraktionierung technischer Produkte mittels eines frei beweglichen Wasserstrahlwerkzeuges**



Band 72

Dr.-Ing. Marko Hartel

**Kennzahlenbasiertes Bewertungssystem zur Beurteilung der Demontage- und Recyclingeignung von Produkten**

Band 73

Dr.-Ing. Jörg Schaupp

**Wechselwirkung zwischen der Maschinen- und Hauptspindeltriebsdynamik und dem Zerspanprozess beim Fräsen**

Band 74

Dr.-Ing. Bernhard Neisius

**Konzeption und Realisierung eines experimentellen Telemanipulators für die Laparoskopie**

Band 75

Dr.-Ing. Wolfgang Walter

**Erfolgsversprechende Muster für betriebliche Ideenfindungsprozesse. Ein Beitrag zur Steigerung der Innovationsfähigkeit**

Band 76

Dr.-Ing. Julian Weber

**Ein Ansatz zur Bewertung von Entwicklungsergebnissen in virtuellen Szenarien**

Band 77

Dr.-Ing. Dipl. Wirtsch.-Ing. Markus Posur

**Unterstützung der Auftragsdurchsetzung in der Fertigung durch Kommunikation über mobile Rechner**

Band 78

Dr.-Ing. Frank Fleissner

**Prozessorientierte Prüfplanung auf Basis von Bearbeitungsobjekten für die Kleinserienfertigung am Beispiel der Bohr- und Fräsbearbeitung**

Band 79

Dr.-Ing. Anton Haberkern

**Leistungsfähigere Kugelgewindetriebe durch Beschichtung**

Band 80

Dr.-Ing. Dominik Matt

**Objektorientierte Prozess- und Strukturinnovation (OPUS)**

Band 81

Dr.-Ing. Jürgen Andres

**Robotersysteme für den Wohnungsbau: Beitrag zur Automatisierung des Mauerwerkbaus und der Elektroinstallation auf Baustellen**

Band 82

Dr.-Ing. Dipl.Wirtschaftsing. Simone Riedmiller

**Der Prozesskalender - Eine Methodik zur marktorientierten Entwicklung von Prozessen**

Band 83

Dr.-Ing. Dietmar Tilch

**Analyse der Geometrieparameter von Präzisionsgewinden auf der Basis einer Least-Squares-Estimation**

Band 84

Dr.-Ing. Dipl.-Kfm. Oliver Stiefbold

**Konzeption eines reaktionsschnellen Planungssystems für Logistikketten auf Basis von Software-Agenten**

Band 85

Dr.-Ing. Ulrich Walter

**Einfluss von Kühlschmierstoff auf den Zerspansprozess beim Fräsen: Beitrag zum Prozessverständnis auf Basis von zerspantechnischen Untersuchungen**

Band 86

Dr.-Ing. Bernd Werner

**Konzeption von teilautonomer Gruppenarbeit unter Berücksichtigung kultureller Einflüsse**

Band 87

Dr.-Ing. Ulf Osmers

**Projektieren Speicherprogrammierbarer Steuerungen mit Virtual Reality**

Band 88

Dr.-Ing. Oliver Doerfel

**Optimierung der Zerspantechnik beim Fertigungsverfahren Wälzstossen: Analyse des Potentials zur Trockenbearbeitung**

Band 89

Dr.-Ing. Peter Baumgartner

**Stufenmethode zur Schnittstellengestaltung in der internationalen Produktion**

Band 90  
Dr.-Ing. Dirk Vossmann

**Wissensmanagement in der Produktentwicklung durch Qualitätsmethodenverbund und Qualitätsmethodenintegration**

Band 91  
Dr.-Ing. Martin Plass

**Beitrag zur Optimierung des Honprozesses durch den Aufbau einer Honprozessregelung**

Band 92  
Dr.-Ing. Titus Konold

**Optimierung der Fünffachsfräsbearbeitung durch eine kennzahlenunterstützte CAM-Umgebung**

Band 93  
Dr.-Ing. Jürgen Brath

**Unterstützung der Produktionsplanung in der Halbleiterfertigung durch risikoberücksichtigende Betriebskennlinien**

Band 94  
Dr.-Ing. Dirk Geisinger

**Ein Konzept zur marktorientierten Produktentwicklung**

Band 95  
Dr.-Ing. Marco Lanza

**Entwurf der Systemunterstützung des verteilten Engineering mit Axiomatic Design**

Band 96  
Dr.-Ing. Volker Hüntrup

**Untersuchungen zur Mikrostrukturierbarkeit von Stählen durch das Fertigungsverfahren Fräsen**

Band 97  
Dr.-Ing. Frank Reinboth

**Interne Stützung zur Genauigkeitsverbesserung in der Inertialmesstechnik: Beitrag zur Senkung der Anforderungen an Inertialsensoren**

Band 98  
Dr.-Ing. Lutz Trender

**Entwicklungintegrierte Kalkulation von Produktlebenszykluskosten auf Basis der ressourcenorientierten Prozesskostenrechnung**

Band 99

Dr.-Ing. Cornelia Kafka

**Konzeption und Umsetzung eines Leitfadens zum industriellen Einsatz von Data-Mining**

Band 100

Dr.-Ing. Gebhard Selinger

**Rechnerunterstützung der informellen Kommunikation in verteilten Unternehmensstrukturen**

Band 101

Dr.-Ing. Thomas Windmüller

**Verbesserung bestehender Geschäftsprozesse durch eine mitarbeiterorientierte Informationsversorgung**

Band 102

Dr.-Ing. Knud Lembke

**Theoretische und experimentelle Untersuchung eines bistabilen elektrohydraulischen Linearantriebs**

Band 103

Dr.-Ing. Ulrich Thies

**Methode zur Unterstützung der variantengerechten Konstruktion von industriell eingesetzten Kleingeräten**

Band 104

Dr.-Ing. Andreas Schmälzle

**Bewertungssystem für die Generalüberholung von Montageanlagen –Ein Beitrag zur wirtschaftlichen Gestaltung geschlossener Facility- Management- Systeme im Anlagenbau**

Band 105

Dr.-Ing. Thorsten Frank

**Vergleichende Untersuchungen schneller elektromechanischer Vorschubachsen mit Kugelgewindetrieb**

Band 106

Dr.-Ing. Achim Agostini

**Reihenfolgeplanung unter Berücksichtigung von Interaktionen: Beitrag zur ganzheitlichen Strukturierung und Verarbeitung von Interaktionen von Bearbeitungsobjekten**

Band 107

Dr.-Ing. Thomas Barrho

**Flexible, zeitfenstergesteuerte Auftragseinplanung in segmentierten Fertigungsstrukturen**

Band 108

Dr.-Ing. Michael Scharer

**Quality Gate-Ansatz mit integriertem Risikomanagement**

Band 109

Dr.-Ing. Ulrich Suchy

**Entwicklung und Untersuchung eines neuartigen Mischkopfes für das Wasser Abrasivstrahlschneiden**

Band 110

Dr.-Ing. Sellal Mussa

**Aktive Korrektur von Verlagerungsfehlern in Werkzeugmaschinen**

Band 111

Dr.-Ing. Andreas Hühsam

**Modellbildung und experimentelle Untersuchung des Wälzschälprozesses**

Band 112

Dr.-Ing. Axel Plutowsky

**Charakterisierung eines optischen Messsystems und den Bedingungen des Arbeitsraums einer Werkzeugmaschine**

Band 113

Dr.-Ing. Robert Landwehr

**Konsequent dezentralisierte Steuerung mit Industrial Ethernet und offenen Applikationsprotokollen**

Band 114

Dr.-Ing. Christoph Dill

**Turbulenzreaktionsprozesse**

Band 115

Dr.-Ing. Michael Baumeister

**Fabrikplanung im turbulenten Umfeld**

Band 116

Dr.-Ing. Christoph Gönninger

**Konzept zur Verbesserung der Elektromagnetischen Verträglichkeit (EMV) in Produktionssystemen durch intelligente Sensor/Aktor-Anbindung**

Band 117

Dr.-Ing. Lutz Demuß

**Ein Reifemodell für die Bewertung und Entwicklung von Dienstleistungsorganisationen: Das Service Management Maturity Modell (SMMM)**

Band 118

Dr.-Ing. Jörg Söhner

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

Band 119

Dr.-Ing. Judith Elsner

**Informationsmanagement für mehrstufige Mikro-Fertigungsprozesse**

Band 120

Dr.-Ing. Lijing Xie

**Estimation Of Two-dimension Tool Wear Based On Finite Element Method**

Band 121

Dr.-Ing. Ansgar Blessing

**Geometrischer Entwurf mikromechatronischer Systeme**

Band 122

Dr.-Ing. Rainer Ebner

**Steigerung der Effizienz mehrachsiger Fräsprozesse durch neue Planungsmethoden mit hoher Benutzerunterstützung**

Band 123

Dr.-Ing. Silja Klinkel

**Multikriterielle Feinplanung in teilautonomen Produktionsbereichen – Ein Beitrag zur produkt- und prozessorientierten Planung und Steuerung**

Band 124

Dr.-Ing. Wolfgang Neithardt

**Methodik zur Simulation und Optimierung von Werkzeugmaschinen in der Konzept- und Entwurfsphase auf Basis der Mehrkörpersimulation**

Band 125

Dr.-Ing. Andreas Mehr

**Hartfeinbearbeitung von Verzahnungen mit kristallinen diamantbeschichteten Werkzeugen beim Fertigungsverfahren Wälzstoßen**

Band 126

Dr.-Ing. Martin Gutmann

**Entwicklung einer methodischen Vorgehensweise zur Diagnose von hydraulischen Produktionsmaschinen**

Band 127

Dr.-Ing. Gisela Lanza

**Simulative Anlaufunterstützung auf Basis der Qualitätsfähigkeiten von Produktionsprozessen**

Band 128

Dr.-Ing. Ulf Dambacher

**Kugelgewindetrieb mit hohem Druckwinkel**

Band 129

Dr.-Ing. Carsten Buchholz

**Systematische Konzeption und Aufbau einer automatisierten Produktionszelle für pulverspritzgegossene Mikroteile**

Band 130

Dr.-Ing. Heiner Lang

**Trocken-Räumen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten**

Band 131

Dr.-Ing. Daniel Nesges

**Prognose operationeller Verfügbarkeiten von Werkzeugmaschinen unter Berücksichtigung von Serviceleistungen**

Im Shaker Verlag erschienene Bände:

---

Band 132

Dr.-Ing. Andreas Bechle

**Beitrag zur prozesssicheren Bearbeitung beim Hochleistungsfertigungsverfahren Wälzschälen**

Band 133

Dr.-Ing. Markus Herm

**Konfiguration globaler Wertschöpfungsnetzwerke auf Basis von Business Capabilities**

Band 134

Dr.-Ing. Hanno Tritschler

**Werkzeug- und Zerspanprozessoptimierung beim Hartfräsen von Mikrostrukturen in Stahl**

Band 135

Dr.-Ing. Christian Munzinger

**Adaptronische Strebe zur Steifigkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen**

Band 136

Dr.-Ing. Andreas Stepping

**Fabrikplanung im Umfeld von Wertschöpfungsnetzwerken und ganzheitlichen Produktionssystemen**

Band 137

Dr.-Ing. Martin Dyck

**Beitrag zur Analyse thermische bedingter Werkstückdeformationen in Trockenbearbeitungsprozessen**

Band 138

Dr.-Ing. Siegfried Schmalzried

**Dreidimensionales optisches Messsystem für eine effizientere geometrische Maschinenbeurteilung**

Band 139

Dr.-Ing. Marc Wawerla

**Risikomanagement von Garantieleistungen**

Band 140

Dr.-Ing. Ivesa Buchholz

**Strategien zur Qualitätssicherung mikromechanischer Bauteile mittels multisensorieller Koordinatenmesstechnik**

Band 141

Dr.-Ing. Jan Kotschenreuther

**Empirische Erweiterung von Modellen der Makrozerspanung auf den Bereich der Mikrobearbeitung**

Band 142

Dr.-Ing. Andreas Knödel

**Adaptronische hydrostatische Drucktascheneinheit**



Band 143

Dr.-Ing. Gregor Stengel

**Fliegendes Abtrennen räumlich gekrümmter Strangpressprofile mittels Industrierobotern**

Band 144

Dr.-Ing. Udo Weismann

**Lebenszyklusorientiertes interorganisationelles Anlagencontrolling**

Band 145

Dr.-Ing. Rüdiger Pabst

**Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung**

Band 146

Dr.-Ing. Jan Wieser

**Intelligente Instandhaltung zur Verfügbarkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen**

Band 147

Dr.-Ing. Sebastian Haupt

**Effiziente und kostenoptimale Herstellung von Mikrostrukturen durch eine Verfahrenskombination von Bahnerosion und Laserablation**

Band 148

Dr.-Ing. Matthias Schlipf

**Statistische Prozessregelung von Fertigungs- und Messprozess zur Erreichung einer variabilitätsarmen Produktion mikromechanischer Bauteile**

Band 149

Dr.-Ing. Jan Philipp Schmidt-Ewig

**Methodische Erarbeitung und Umsetzung eines neuartigen Maschinenkonzeptes zur produktflexiblen Bearbeitung räumlich gekrümmter Strangpressprofile**

Band 150

Dr.-Ing. Thomas Ender

**Prognose von Personalbedarfen im Produktionsanlauf unter Berücksichtigung dynamischer Planungsgrößen**

Band 151

Dr.-Ing. Kathrin Peter

**Bewertung und Optimierung der Effektivität von Lean Methoden  
in der Kleinserienproduktion**

Band 152

Dr.-Ing. Matthias Schopp

**Sensorbasierte Zustandsdiagnose und -prognose von Kugelgewindetrieben**

Band 153

Dr.-Ing. Martin Kipfmüller

**Aufwandsoptimierte Simulation von Werkzeugmaschinen**

Band 154

Dr.-Ing. Carsten Schmidt

**Development of a database to consider multi wear mechanisms  
within chip forming simulation**

Band 155

Dr.-Ing. Stephan Niggeschmidt

**Ausfallgerechte Ersatzteilbereitstellung im Maschinen- und Anlagenbau  
mittels lastabhängiger Lebensdauerprognose**

Band 156

Dr.-Ing. Jochen Conrad Peters

**Bewertung des Einflusses von Formabweichungen in der  
Mikro-Koordinatenmesstechnik**

Band 157

Dr.-Ing. Jörg Ude

**Entscheidungsunterstützung für die Konfiguration  
globaler Wertschöpfungsnetzwerke**

Band 158

Dr.-Ing. Stefan Weiler

**Strategien zur wirtschaftlichen Gestaltung der globalen Beschaffung**

Band 159

Dr.-Ing. Jan Rühl

**Monetäre Flexibilitäts- und Risikobewertung**

Band 160

Dr.-Ing. Daniel Ruch

**Positions- und Konturerfassung räumlich gekrümmter Profile auf Basis bauteilimmanenter Markierungen**

Band 161

Dr.-Ing. Manuel Tröndle

**Flexible Zuführung von Mikrobauteilen mit piezoelektrischen Schwingförderern**

Band 162

Dr.-Ing. Benjamin Viering

**Mikroverzahnungsnormal**

Band 163

Dr.-Ing. Chris Becke

**Prozesskrafttrichtungsangepasste Frässtrategien zur schädigungsarmen Bohrungsbearbeitung an faserverstärkten Kunststoffen**

Band 164

Dr.-Ing. Patrick Werner

**Dynamische Optimierung und Unsicherheitsbewertung der lastabhängigen präventiven Instandhaltung von Maschinenkomponenten**

Band 165

Dr.-Ing. Martin Weis

**Kompensation systematischer Fehler bei Werkzeugmaschinen durch self-sensing Aktoren**

Band 166

Dr.-Ing. Markus Schneider

**Kompensation von Konturabweichungen bei gerundeten Strangpressprofilen durch robotergestützte Führungswerkzeuge**

Band 167

Dr.-Ing. Ester M. R. Ruprecht

**Prozesskette zur Herstellung schichtbasierter Systeme mit integrierten Kavitäten**

Band 168

Dr.-Ing. Alexander Broos

**Simulationsgestützte Ermittlung der Komponentenbelastung für die Lebensdauerprognose an Werkzeugmaschinen**

Band 169

Dr.-Ing. Frederik Zanger

**Segmentspanbildung, Werkzeugverschleiß, Randschichtzustand und Bauteileigenschaften: Numerische Analysen zur Optimierung des Zerspanungsprozesses am Beispiel von Ti-6Al-4V**