



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

Julius Ficht

Numerische Untersuchung der Eigenspannungs- entwicklung für sequenzielle Zerspanungsprozesse

Band 204

Numerische Untersuchung der Eigenspannungsentwicklung für sequenzielle Zerspanungsprozesse

Zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der Ingenieurwissenschaften
der Fakultät für Maschinenbau
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte
Dissertation
von

Julius Ficht
aus Roth

Tag der mündlichen Prüfung: 26.07.2017
Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze
Korreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. Thomas Böhlke

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., 2017

Copyright Shaker Verlag 2017

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

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-5482-8

ISSN 0724-4967

Shaker Verlag GmbH • Postfach 101818 • 52018 Aachen

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

Internet: www.shaker.de • E-Mail: info@shaker.de

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 im Zusammenhang mit meiner Tätigkeit als akademischer Mitarbeiter am wbk Institut für Produktionstechnik am Karlsruher Institut für Technologie (KIT). Mein Dank gilt Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze für die wissenschaftliche Betreuung der Arbeit, die Unterstützung meines Promotionsvorhabens und die damit verbundenen konstruktiven Diskussionen. Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Thomas Böhlke danke ich für die Übernahme des Korreferats, das Interesse an meiner Arbeit und die wertvollen Anregungen.

Dr.-Ing. Frederik Zanger danke ich besonders für das Korrekturlesen, der kritischen und konstruktiven Auseinandersetzung mit meiner Erstfassung und den hilfreichen Hinweisen. Ein großer Dank geht an Margit Scheidt für den unermüdlichen IT-Einsatz und die zahlreiche Unterstützung rund um das simulationslastige Vorhaben und die Betreuung aus der Ferne. Der gesamten Belegschaft des wbk danke ich für die kollegiale Zusammenarbeit. Besonders den FWTlern danke ich für das freundliche und humorvolle Arbeitsklima. Ein besonderer Dank geht an meine Zimmerkollegen und Mitstreiter Nikolay Boev, Jürgen Michna, Mateusz Chlipalla und Florian Ambrosy, sowie an Harald Meier für den gemeinsamen Weg im GRK 1483.

Meiner gesamten Familie, allen voran meinen Eltern und Geschwistern, sowie meinem Freundeskreis möchte ich sehr dafür danken, dass sie mich jederzeit unterstützt und ermutigt haben. Den Doktoren Osterried & Silverthorne, Ebner, Ruggenthaler und Krause danke ich für die Inspiration und die Gewissheit, dass es auch ein Leben während und nach der Promotion gibt.

Mein allergrößter Dank gilt meiner Frau Benedicta, für all die Unterstützung, die Geduld und das große Verständnis beim Verfassen dieser Arbeit.

Ludwigsburg, Juli 2017

Julius Ficht

Abstract

Gearing components are produced within multi-step process chains by highly productive machining processes that use multi-edged tools. The resulting residual stress state plays an important role regarding the operational behavior. The residual stress state in the surface layer can be predicted by numerically modelling these cutting processes.

Up to now simulation models do not meet the requirements to describe real machining processes because of the small number of simulated consecutive cutting operations using multi-edged tools. Literature shows a huge potential adjusting precisely the surface layer characteristics. Only with sufficient knowledge about residual stress development for sequential cutting operations this potential can be fully used.

The objective of this thesis is developing a numerical process model for broaching enabling the prediction of residual stresses in the surface layer. This also includes their dependence on sequential cutting, variable process management and simultaneously regarding machining as part of a complex process chain. The broaching process then can be optimized with respect to productivity and resulting component characteristics.

Following this objective a two-dimensional FE cutting model of broaching was integrated into a simulation sequence which detects thermo-mechanical equilibrium and transfers the surface layer state to a new work piece model to be machined by the next sequential cutting edge. Validation of the numerical process model is performed with the results from broaching experiments done within Graduate School 1483. Five characteristic features describe the residual stress profiles during an univariate analysis with varying process management. As a result surface layer shows that a residual stress state is reached for a number of sequential cuts $n \geq 10$ which is hardly unaffected by continuously repeated cutting. The characteristic features of this steady state residual stresses are greatly influenced by process management and distinguish themselves significantly from single cut results. The previously analyzed influences are then used to build a regression model. Compared to the numerical residual stress prediction, regression model results are significantly less accurate. This emphasizes the need to model sequential cutting and its complex processes and correlations by means of numerical simulation.

Kurzfassung

Bauteile mit Verzahnungen werden mittels hochproduktiven spanenden Fertigungsverfahren und vielschneidigen Werkzeugen durch mehrstufige Prozessketten hergestellt. Der resultierende Eigenspannungszustand ist für das Einsatzverhalten des Bauteils von großer Bedeutung. Durch die Abbildung der eingesetzten Zerspanungsverfahren mittels Simulation kann die Eigenspannungsentwicklung in der Randschicht vorhergesagt werden.

Bisherige Modellierungsansätze genügen aufgrund der kleinen abbildbaren Anzahl aufeinanderfolgender Zerspanungen mit mehrschneidigen Werkzeugen nicht den Anforderungen, ein reales spanendes Fertigungsverfahren zu simulieren. Das in der Literatur dargestellte große Potential, die Randschichteigenschaften gezielt einzustellen, kann nur genutzt werden, wenn ausreichende Kenntnis über die Eigenspannungsentwicklung für sequenzielle Zerspanungsprozesse erarbeitet wird.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, für das Fertigungsverfahren Räumen ein numerisches Prozessmodell zu entwickeln, mit dem es möglich ist, die Eigenspannungsentwicklung in der Randschicht vorherzusagen, wobei deren Abhängigkeit von einer mehrfachen sequenziellen Zerspanung sowie variabler Prozessstellgrößen berücksichtigt und der Zerspanprozess gleichzeitig als Teil einer Prozesskette betrachtet wird. Damit ist es möglich, den Räumprozess hinsichtlich Produktivität und resultierenden Bauteileigenschaften zu optimieren.

Um dieses Ziel zu erreichen, wurde das Räumverfahren in einem zweidimensionalen FE-Zerspanungsmodell abgebildet und in eine Simulationssequenz integriert, wobei das Erreichen eines thermo-mechanischen Gleichgewichtszustandes detektiert und der Randschichtzustand auf ein neues Werkstückmodell für die folgende sequenzielle Zerspanung übertragen wird. Das numerische Prozessmodell wurde anhand der Ergebnisse aus experimentellen Räumversuchen im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 validiert. In einer univariaten Analyse der Einflüsse auf die Eigenspannungsentwicklung bei variierten Prozessstellgrößen wurde der Eigenspannungstiefenverlauf durch fünf charakteristische Merkmale beschrieben. Als Ergebnis konnte gezeigt werden, dass sich für eine Anzahl $n \geq 10$ an sequenziellen Zerspanungen die Ausbildung eines Eigenspannungszustandes in der Bauteilrandschicht einstellt, welcher sich bei fortlaufender wiederholter Zerspanung nur unwesentlich ändert. Die charakteristischen Merkmale dieses quasi-stationären Eigenspannungszustands werden von den Prozessstellgrößen maßgeblich beeinflusst und unterscheiden sich signifikant von den Ergebnissen einer singulären Zerspanung. Die analysierten Einflüsse wurden anschließend mittels eines Produktansatzes in ein Regressionsmodell überführt. Im Vergleich zur numerischen Vorhersage des Eigenspannungszustandes steht die Genauigkeit der Prognose des Regressionsmodells deutlich zurück. Dies bekräftigt die Notwendigkeit, die komplexen Abläufe und Zusammenhänge bei der sequenziellen Zerspanung mittels eines numerischen Modells abzubilden.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abkürzungen	IV
Formelzeichen	V
1 Einleitung	1
2 Kenntnisstand	4
2.1 Entstehungsmechanismen fertigungsbedingter Eigenspannungen bei Zerspanungsprozessen	4
2.2 Einflüsse des Zerspanungsprozesses auf die Eigenspannungsentwicklung	10
2.2.1 Einfluss der Prozessstellgrößen	10
2.2.2 Einfluss der sequenziellen Zerspanung der Werkstückoberfläche	17
2.3 Modellierung sequenzieller Zerspanungsprozesse	22
2.3.1 Modellansätze mit einer Schneide	22
2.3.2 Modellansätze mit mehreren Schneiden	25
2.3.3 Hybride Modellansätze	26
2.3.4 Fazit zur Simulation der sequenziellen Zerspanung	28
2.4 Berücksichtigung der Prozesskette in der Simulation von Zerspanungsprozessen	29
2.4.1 Modellierung von Prozessketten	29
2.4.2 Einfluss der Prozesskette auf die Eigenspannungsentwicklung	32
2.5 Fazit zur Beeinflussung der Eigenspannungsentwicklung bei Zerspanungsprozessen	34
3 Zielsetzung der Arbeit und Vorgehensweise	38
4 Versuchsführung und –werkstoff	41
4.1 Räumwerkzeug und –einrichtung	41
4.2 Probengeometrie	42
4.3 Versuchswerkstoff	43
5 Modellierung des Zerspanungsprozesses	45

5.1	Modellierung des orthogonalen Schnitts	45
5.2	Modellierung des Verformungsverhaltens	47
5.3	Realisierung der Materialtrennung	51
5.4	Reibungsmodell	55
6	Modellierung der sequenziellen Zerspanung	56
6.1	Aufbau des Modells und der Simulationssequenz	56
6.2	Übertragung von Bauteilzuständen	58
6.3	Entwicklung eines Abbruchkriteriums zur Detektion quasistationärer Randschichtzustände	59
6.3.1	Prozessgrößen Temperatur und Schnittkraft	61
6.3.2	Prozessgröße Spannungstiefenprofil	64
6.4	Diskussion	65
7	Validierung der Simulationsrechnungen	71
7.1	Zerspankräfte	71
7.2	Prozesstemperaturen	74
7.3	Eigenspannungszustand	76
8	Analyse der Eigenspannungsentwicklung bei variierten Prozessstellgrößen	80
8.1	Anzahl sequenzieller Zerspanungen	83
8.2	Variation des Spanwinkels γ	86
8.3	Variation des Freiwinkels α	89
8.4	Variation der Relativen Schärfe r_f/h	91
8.5	Variation der Teilung t	93
8.6	Variation der Schnittgeschwindigkeit v_c	95
8.7	Variation des Reibungskoeffizienten μ	98
8.8	Bearbeitungshistorie als definierte Anfangszustände	100
8.9	Diskussion	105
8.9.1	Einfluss der sequenziellen Zerspanung auf die Eigenspannungsentwicklung in der Randschicht	105

8.9.2	Variation des Spanwinkels	108
8.9.3	Variation des Freiwinkels	111
8.9.4	Variation der relativen Schärfe	112
8.9.5	Variation der Teilung	113
8.9.6	Variation der Schnittgeschwindigkeit	115
8.9.7	Variation des Reibwertes	116
8.9.8	Einfluss des Anfangszustandes auf die Eigenspannungsentwicklung bei sequenzieller Zerspanung	117
8.10	Zusammenfassung der Einflüsse variierter Prozessstellgrößen auf die Eigenspannungsentwicklung in der Randschicht	121
9	Regression zur Beschreibung der Eigenspannungsentwicklung bei sequenziellen Zerspanungsprozessen	126
9.1	Produktansatz	126
9.2	Berechnung der Einflussfunktionen am Beispiel des Merkmals Eigenspannungen an der Oberfläche σ_0	127
9.3	Diskussion	130
10	Zusammenfassung und Ausblick	135
10.1	Zusammenfassung	135
10.2	Ausblick	137
	Literaturverzeichnis	139
	Abbildungsverzeichnis	I
	Tabellenverzeichnis	V
	Anhang	VI

Abkürzungen

Kurzzeichen	Begriff
2D	zweidimensional
3D	dreidimensional
ALE	Arbitrary-Lagrangian-Eulerian
ASCII	American Standard Code for Information Interchange
CPE4T	thermo-mechanisch gekoppeltes 4-Knoten-Element
FE	Finite Elemente
FEM	Finite Elemente Methode
Fr	Freifläche
NT11	Ergebnisgröße in Abaqus, Knotentemperatur
PEEQ	Ergebnisgröße in Abaqus, plastische Dehnung
S11, S33	Ergebnisgröße in Abaqus, Spannungskomponente
SK	Schneidkante
Sp	Spanfläche
SPH	Smooth particle hydrodynamic

Formelzeichen

Formelzeichen (lateinisch)	Größe	Einheit
A_i	Koeffizient der Einflussfunktion	[-]
b	Spanungsbreite, Schnittbreite	[μm]
C	Koeffizient der Einflussfunktion	[-]
c_p	spezifische Wärmekapazität	[J/kgK]
C_{sp}	Spankammertiefe	[mm]
D	Differenzialoperatorenmatrix	[-]
E	Elastizitätsmodul	[MPa]
E	Steifigkeitstensor	[N/mm ²]
e	Einheitstensor	[-]
e_1	Parameter des athermischen Fließspannungsanteils	[MPa/K]
e_2	Parameter des athermischen Fließspannungsanteils	[MPa/K ²]
e_k	Elementkantenlänge	[μm]
F_c	Schnittkraft	[N]
f	Fließbedingung nach von Mises	[-]
f_i	Einflussfunktion	[-]
G	Schubmodul	[MPa]
G , \mathbf{G}^{el} , \mathbf{G}^{pl}	Geschwindigkeitsgradient, elastischer und plastischer Anteil	[1/s]
h	Spanungsdicke	[μm]
h'	Spandicke	[μm]
I , I_0	Intensität, Anfangsintensität des Röntgestrahls	[W/m ²]
k_B	Boltzmann-Konstante	[J/K]
k	Streckgrenze	[N/mm ²]
k_c	spezifische Schnittkraft	[N/mm ²]
K_F	Abbruchkriterium der Reaktionskraft	[mN/ μm]
K_T	Abbruchkriterium der Temperatur	[K]

K_σ	Abbruchkriterium der Spannung	[GPa· μm]
l	Parameter des thermischen Fließspannungsanteils	[-]
m	Parameter des thermischen Fließspannungsanteils	[-]
n	Anzahl sequenzieller Zerspanungen	[-]
p	Flächenpressung	[MPa]
p_h	hydrostatischer Spannungsanteil	[N/mm ²]
\dot{p}	plastische Vergleichsdehnrate	[1/s]
r_β	Schneidkantenradius	[μm]
t	Teilung	[mm]
T	Temperatur	[K]
T_{Schmelz}	Schmelztemperatur	[K]
T_U	Übergangstemperatur	[K]
t_v	Verformungstiefe	[μm]
\mathbf{u}	Verschiebungsvektor	[mm]
u	Verschiebungskomponente	[mm]
v	Verschiebungskomponente	[mm]
v_c	Schnittgeschwindigkeit	[m/min]
v_{sp}	Spanablaufgeschwindigkeit	[m/min]
w	Verschiebungskomponente	[mm]
z_0	charakteristisches Merkmal der Tiefe der Eigenspannungen an der Bauteiloberfläche	[μm]
z_1	charakteristisches Merkmal der Tiefe der maximalen Eigenspannungen in der Randschicht	[μm]
z	Bauteiltiefe, Abstand zur Bauteiloberfläche	[μm]
z_{max}	charakteristisches Merkmal der maximalen Tiefe der Eigenspannungen in der Randschicht	[μm]

Formelzeichen (griechisch)	Größe	Einheit
α	Freiwinkel	[°]
α_{th}	thermischer Ausdehnungskoeffizient	[1/K]
β	Keilwinkel	[°]
γ	Spanwinkel	[°]
$\gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}$	Gleitungen	[-]
ΔG_0	freie Enthalpie bei 0 K	[Js]
Δv	Parameter des athermischen Fließspannungsanteils	[1/K]
$\Delta \vartheta$	Parameter zur Anpassung der Übergangstemperatur an das Materialverhalten	[K]
Δu_x	Verschiebung in x-Richtung	[μ m]
δ	Neigungswinkel	[°]
$\dot{\varepsilon}_0$	Dehnrates	[1/s]
ε_{pl}	plastische Dehnung	[-]
$\bar{\varepsilon}_{pl}$	Akkumulierte plastische Dehnung	[-]
$\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl}$	Plastische Dehnrates	[1/s]
$\dot{\bar{\mathbf{\varepsilon}}}_{pl}$	Vektor der plastischen Dehnrates	[1/s]
ε'	linearer Abschwächungskoeffizient	[1/m]
$\boldsymbol{\varepsilon}$	Verzerrungsvektor	[-]
$\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}, \varepsilon_{zz}$	Verzerrungskomponenten	[-]
$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}, \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{el}, \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{pl}$	Deformationsgradient, elastischer und plastischer Anteil	[1/s]
ζ	Parameter zur Beschreibung des Fließspannungsabfalls bei hohen Temperaturen	[-]
η	Taylor-Quinney-Faktor	[-]
θ_0	Parameter zur Beschreibung des Verfestigungsverhaltens	[MPa]
θ_1	Parameter zur Beschreibung des Verfestigungsverhaltens	[MPa]
λ	Wärmeleitfähigkeit	[W/mK]
μ	Reibungskoeffizient	[-]
ν	Querkontraktionszahl	[-]

ξ	Parameter zur Beschreibung des Fließspannungsabfalls bei hohen Temperaturen	[-]
ρ	Dichte	[g/cm ³]
$\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\sigma}'$	Spannungstensor, Spannungsdeviator	[MPa]
$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$	Spannungskomponenten	[MPa]
$\bar{\sigma}$	Parameter zur Beschreibung des Verfestigungsverhaltens	[MPa]
σ_0	charakteristisches Merkmal der Eigenspannungen an der Bauteiloberfläche	[MPa]
σ_0^*	thermischer Fließspannungsanteil bei 0 K	[MPa]
σ_1	charakteristisches Merkmal der maximalen Eigenspannungen in der Randschicht	[MPa]
$\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33},$	Spannungskomponenten	[MPa]
σ_{12}		
σ_{11}^{ES}	Eigenspannungen längs zur Schnittrichtung	[MPa]
σ_{33}^{ES}	Eigenspannungen quer zur Schnittrichtung	[MPa]
σ^{ES}	Eigenspannungen	[MPa]
σ_{G0}	athermischer Fließspannungsanteil bei 0 K	[MPa]
σ_y	Fließspannung	[MPa]
τ_{krit}	kritische Schubspannung	[MPa]
$\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$	Spannungskomponenten	[MPa]
ϑ_0	Parameter zur Anpassung der Übergangstemperatur an das Materialverhalten	[K]
ϕ	Scherwinkel	[°]

1 Einleitung

Für die Herstellung von Bauteilen mit komplexen Geometrien, wie Getriebekomponenten und anderen Bauteilen mit Verzahnung, spielen spanende Fertigungsverfahren, bei denen vielzahnige Werkzeuge eingesetzt werden, eine bedeutende Rolle. Diese Fertigungsprozesse müssen dabei wirtschaftlich sein und gleichzeitig den strengen Anforderungen an hohe Qualität und engen Toleranzen genügen. Da diese Komponenten in großen Stückzahlen gefertigt werden, sind meist hochproduktive Prozesse wie Fräsen, Wälzfräsen oder das Räumen im Einsatz, die sich durch viel-schneidige Werkzeuge auszeichnen. Der Bauteilzustand und die Eigenschaften der Randschicht sind daher das Ergebnis sequenzieller Zerspanungsvorgänge an der Bauteiloberfläche. Die spanenden Verfahren sind dabei Teil einer mehrstufigen Prozesskette, um ein Halbzeug schrittweise in die gewünschte Endgeometrie des Bauteils zu überführen, wobei neben der erzeugten Form ebenso die Einstellung spezifischer Bauteileigenschaften wichtig ist. Bei Getriebeelementen, bspw. einer Schalmuffe, handelt es sich um kerbbehafte Bauteile, welche im Einsatz hohen Belastungen unterliegen. Der Eigenspannungszustand ist bedeutend für das spätere Einsatzverhalten und die Lebensdauer des Bauteils.

Aktuell werden Simulationen mit dem Ziel eingesetzt, die Effektivität von Fertigungsprozessen, deren Qualität und das Prozessverständnis zu erhöhen. Dabei liefern numerische Zerspanungssimulationen detaillierte Informationen über den resultierenden Bauteilzustand nach der Zerspanung, was den Eigenspannungszustand, Verfestigung und Merkmale der Oberflächenqualität wie Rauheit und Rattermarken beinhaltet. Für Bauteile, welche im Einsatz zum einen hoch belastet und zum anderen einer starken Wechselbelastung ausgesetzt sind, ist der Eigenspannungszustand maßgeblich für die Lebensdauer. Der Eigenspannungszustand ist, als Bestandteil der sog. surface integrity, einer der wichtigsten Parameter zur Beurteilung der Qualität der gebildeten Bauteiloberfläche. Die simulative Vorhersage des Eigenspannungszustandes ist daher für die Zerspanungsindustrie von großem Interesse.

Die Entstehungsmechanismen zerspanungsbedingter Eigenspannungen sind weitestgehend bekannt. Die dabei maßgeblich wirkenden mechanischen, thermischen und umwandlungsbedingten Mechanismen führen jeweils zu sich überlagernden Eigenspannungen. Aufgrund einer Vielzahl möglicher Einflüsse und Zusammenhänge ist ein resultierender Eigenspannungszustand sehr schwer auf die einzelnen Ursachen

zurückzuführen. Zahlreiche Arbeiten zur Spanbildungssimulation haben das Ziel, die Eigenspannungen im Bauteil, unter anderen Ergebnisgrößen wie Schnittkräften oder Verschleiß, vorherzusagen. Dabei wird der Zerspanungsvorgang als singuläre Operation umgesetzt, eine Berücksichtigung sequenzieller Zerspanungsvorgänge wird im Vergleich nur sehr eingeschränkt miteinbezogen. In den wenigen dazu aktuell vorhandenen Arbeiten werden dabei nur einige wenige aufeinanderfolgende Zerspanungen modelliert, was den Randbedingungen der realen vielschneidigen im Fertigungsverfahren eingesetzten Werkzeugen nicht genügt. Aufgrund unterschiedlicher Werkstoffe, Materialmodellierungen, sowie abgebildeter Prozesse und ihren spezifischen Randbedingungen ergeben sich teils gegensätzliche Aussagen über die Entwicklung von Eigenspannungen während der sequenziellen Zerspanung. Die Beschreibung eines abnehmenden Einflusses einer wiederholten Zerspanung auf die Eigenspannungsentwicklung lässt auf das Ausbilden eines quasi-stationären Eigenspannungszustandes schließen. Eine detaillierte Parameterstudie, die sowohl die Prozessstellgrößen, als auch vorgelagerte Teilprozesse in der Prozesskette berücksichtigt, wurde bislang nicht durchgeführt.

Vor dem Hintergrund der Bedeutung der Eigenspannungen für das Einsatzverhalten von durch hochproduktive spanende Fertigungsverfahren hergestellten Bauteilen, muss der Vorhersage des Eigenspannungszustandes durch die Simulation unter Berücksichtigung sequenzieller Zerspanungsvorgänge und einer durch vorgelagerte Teilprozesse in der Prozesskette beeinflussten Bearbeitungshistorie ein großes Potential zugeschrieben werden.

Im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 „Prozessketten in der Fertigung: Wechselwirkung, Modellbildung und Bewertung von Prozesszonen“ werden spanende Fertigungsprozesse als Teil einer Prozesskette experimentell und simulativ untersucht. Das übergeordnete Ziel ist die Beschreibung und Optimierung von fertigungstechnischen Prozessketten mittels experimenteller Prozesscharakterisierung, sowie durch Simulationen auf Mikro-, Meso- und Makroebene, wobei eine Verknüpfung der Simulationen von Einzelprozessen angestrebt wird. Dadurch kann eine ganzheitliche Simulation der Prozesskette entwickelt werden, um die Einflüsse auf den Bauteilzustand während der Herstellungsschritte zu analysieren und damit eine Vorhersage über die Bauteileigenschaften unter Einsatzbedingungen umzusetzen. Die Prozesskette einer Schaltmuffe aus dem Einsatzstahl 20MnCr5, bestehend aus Weichbearbeitung, Wär-

mebehandlung, Hartbearbeitung und Oberflächenbehandlung, dient als Demonstrator für die Fertigung von Massivbauteilen.

Soll das oben genannte Potential, die Eigenspannungsentwicklung vorherzusagen, ausgeschöpft werden, muss der beim hochproduktiven Räumen ablaufende sequenzielle Zerspanungsprozess in einem geeigneten numerischen Modell abgebildet werden, um die Einflüsse auf die zerspanungsbedingten Eigenspannungen detailliert analysieren zu können. Dabei muss auch der Widerspruch zwischen einem möglichst hohen Detaillierungsgrad in der Auflösung der Randschichteigenschaften einerseits und der Forderung nach einem beherrschbaren Rechenaufwand bei der Abbildung des hochgradig sequenziellen Zerspanungsvorganges andererseits, aufgelöst werden. Gelingt die numerische Modellierung des Teilprozesses einer sequenziellen Zerspanung, steht damit ein Vorhersagemodell für die Eigenspannungsentwicklung beim Räumen zur Verfügung.

2 Kenntnisstand

2.1 Entstehungsmechanismen fertigungsbedingter Eigenspannungen bei Zerspanungsprozessen

Die Funktionserfüllung eines Bauteils hängt signifikant von der Qualität und der Zuverlässigkeit der erzeugten Oberfläche ab und damit von der Topographie, sowie dem metallurgischen und mechanischen Zustand der Randschicht [Sao-08]. Daher steht seit einigen Jahrzehnten die Untersuchung der Zusammenhänge zwischen Prozessparametern, deren Einwirkung auf die Werkstückoberfläche und die daraus entstehenden Effekte auf die Funktionstüchtigkeit des Bauteils im Fokus vieler Arbeiten. Field et al. definierten den Begriff der „surface integrity“ [Fie-71], womit ein Zusammenhang der physikalischen Eigenschaften einer Oberfläche und deren funktionales Verhalten beschrieben wird. Diese Oberflächenintegrität hängt bei spanenden Fertigungsprozessen von mechanischen, thermischen und chemischen Wechselwirkungen zwischen Werkzeug und Werkstück ab [Bri-82]. Die Beschreibung der Randzonenbeeinflussung durch die Zerspanung im Hinblick auf die Oberflächenintegrität umfasst dabei charakteristische Merkmale wie plastische Deformation, Bildung von Mikrorissen, Phasenumwandlungen, Härteänderungen und Eigenspannungsverteilung [Jaw-11]. Bei der Beurteilung der Oberflächenintegrität im Zusammenhang mit Zerspanungsprozessen wird der Eigenspannungszustand häufig als einer der wesentlichen Parameter angesehen, da er eine direkte Auswirkung auf die Ermüdungslebensdauer eines zerspannten Bauteils hat [Moh-10]. Der Zusammenhang zwischen Eigenspannungen und der Ermüdungslebensdauer wurde in zahlreichen Arbeiten [Kos-70, Mat-91, Liu-98, Yan-02a, Yan-02b, Yan-02c, Kle-10, Kle-11] belegt. Die in der Randschicht vorhandenen Eigenspannungen spielen eine entscheidende Rolle für den Einsatz eines Bauteils, da sie die durchschnittlichen Lebensdauern und deren Schwankungen vorgeben. Dabei können Zugeigenspannungen an der Bauteiloberfläche gravierend die Lebensdauer unter Einsatzbedingungen negativ beeinflussen. Für die genaue Vorhersage der Ermüdungslebensdauer ist die Kenntnis über die Eigenspannungsentwicklung daher eine wichtige Voraussetzung.

Um die in der Ausgangsform enthaltene, gewünschte Endform eines Bauteils durch Trennen zu erzeugen, werden beim Spanen durch die Schneiden eines Werkzeuges Werkstoffschichten in Form von Spänen auf mechanischem Wege vom Werkstück

abgetrennt [DIN 8580, DIN 8589-0]. Beim Vorgang der Spanbildung dringt die Schneide in Form des Schneidkeils in den Werkstoff ein und verformt diesen plastisch, wobei die abgetrennten Werkstoffschichten als Span an der Spanfläche des Schneidkeils abgleiten [Den-11]. Im Falle einer kontinuierlich ablaufenden Spanbildung unter Ausbildung eines Fließspans kann der Zerspanungsprozess nach [Den-11] modellhaft durch fünf Verformungszonen beschrieben werden, siehe dazu Abbildung 2.1. In der primären Scherzone (1) treten hohe Schubverformungen entlang der Scherebene und hauptsächlich plastische Verformungen auf. In der sekundären Scherzone vor der Span- und Freifläche (2, 4) wirkt eine zusätzliche Verformung aufgrund hoher Reibung zwischen dem Schneiden- und Werkstückmaterial. In der sekundären Scherzone vor der Schneidkante (3) herrscht in der Stau- und Trennzone, dem Ort der eigentlichen Materialtrennung, ein allseitig hoher Druck. Die Verformungsvorlaufzone (5) ist gekennzeichnet durch eine geringe Vorverformung des Werkstückmaterials, wobei die Zone maßgeblich ist für das Eindringen der plastischen Verformungen in das Werkstück und damit für die Tiefe der Randschichtbeeinflussung.

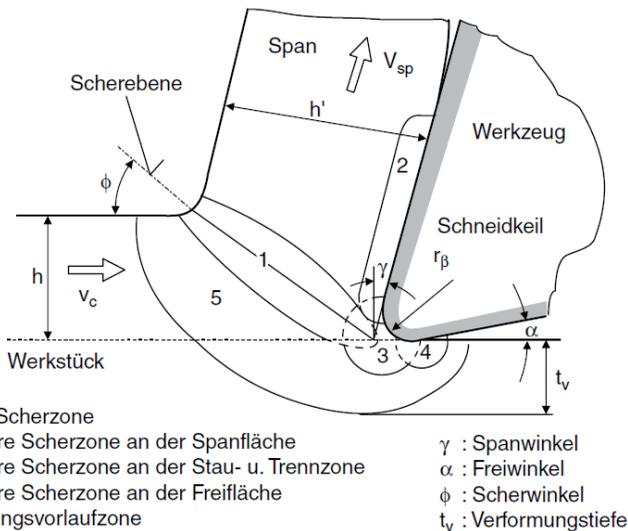


Abbildung 2.1: Verformungszonen beim Spanbildungsvorgang [Den-11]

Der Zerspanungsvorgang erzeugt durch die physikalische Einwirkung der Werkzeugschneide in das Werkstückmaterial große Spannungs- und Temperaturgradienten im

Werkstück. Die nach dem Zerspanungsvorgang im Werkstückmaterial vorliegenden mechanischen Spannungen, ohne äußere Kräfte und Temperaturgradienten sind Eigenspannungen und werden dabei in drei Arten unterteilt [Spi-09]. Unter Eigenspannungen I. Art versteht man den Mittelwert der Spannungen eines ausreichend großen Materialvolumens, um alle vorhandenen Werkstoffphasen zu enthalten und so repräsentativ für das Material gelten zu können. Das Volumen richtet sich nach der mittleren Korngröße und besitzt makroskopische Ausdehnungen $>0,5$ mm. Eigenspannungen I. Art werden daher auch Makroeigenspannungen genannt. Alle von diesem makroskopischen Mittelwert auftretenden Abweichungen werden als Mikrospannungen bezeichnet. Die Art der Abweichung bestimmt die Einteilung in Eigenspannung II. Art (die Differenz der über einen Kristalliten gemittelten Spannung zur Eigenspannung I. Art) und Eigenspannungen III. Art (die ortsabhängige Spannungsdifferenz innerhalb des Kristallits zur Summe aus den Eigenspannungen I. und II. Art). Eigenspannungen II. und III. Art sind nicht repräsentativ für das gesamte Material. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit bezieht sich der Begriff der Eigenspannungen auf die makroskopischen Eigenspannungen I. Art. Die Eigenspannungen sind gekennzeichnet durch einen Gleichgewichtszustand, der beim Zerspanungsvorgang durch das Abtrennen von Werkstoffschichten und die Induzierung zusätzlicher Eigenspannungen gestört wird.

Die beim Zerspanvorgang ablaufenden Entstehungsmechanismen von fertigungsbedingten Eigenspannungen werden auf drei wesentliche Ursachen zurückgeführt [Cap-05, Dav-10, Moh-10, Nas-08]. Die Aufteilung erfolgt in eine mechanische Komponente in Form von plastischen Deformationen, eine thermische Komponente als Temperaturgradienten in der Zerspanzone und Phasenumwandlungen als eine metallurgische Komponente. Dabei entsteht der resultierende Eigenspannungszustand aus einer Überlagerung der durch die einzelnen Ursachen erzeugten Eigenspannungen und ist aufgrund einer Vielzahl möglicher Einflüsse und Zusammenhänge sehr schwer vorherzusagen [Dav-10]. Bei Zerspanungsprozessen sind die ersten beiden Komponenten immer präsent, während die dritte Komponente von den jeweiligen Zerspanungsbedingungen abhängt. Einerseits kann weder die mechanische noch die thermische Komponente als ausschließlich dominant betrachtet werden, da sie sich von einem Zerspanungsprozess zum anderen unterscheiden und zudem von den Zerspanungsbedingungen sowie der Kombination von Werkstück- und Werkzeugmaterial abhängen. Andererseits treten beide Komponenten gleichzeitig auf und können nicht ge-

trennt betrachtet werden. Die plastischen Deformationen treten dabei während der Spanbildung beim Abscheren des Materials in der Scherzone auf und zusätzlich aufgrund des Reibungswiderstandes zwischen der Werkzeugschneide und der erzeugten Werkstückoberfläche. Die Ursache der thermischen Gradienten liegt zum einen in der plastischen Deformation selbst und zum anderen in der Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück. Im Folgenden wird detailliert auf die mechanischen und thermischen Entstehungsmechanismen eingegangen. Die Eigenspannungsentstehung aufgrund von Phasenumwandlungen wird nicht näher betrachtet, da die Modellierung des Zerspanungsprozesses im Rahmen der vorliegenden Arbeit unter der Annahme homogener Materialeigenschaften stattfindet, vgl. Kapitel 5.2.

Wu et al. [Wu-90] stellten fest, dass die Eigenspannungsbildung vom Belastungszyklus abhängt, welchem das Material während der Zerspanung unterworfen wird. Durch den Zerspanprozess kommt es zu einer mechanischen Einwirkung in der Bauteilrandschicht, welche aufgrund von plastischen Dehnungen Druckeigenspannungen zur Folge hat. Im Vergleich zu tieferliegenden Materialschichten kommt es zur Streckung der oberflächennahen Materialbereiche und damit auch zu einer Verschiebung von Eigenspannungen in den Druckbereich, was mit der Ausbildung von Zugeigenspannungen im Bauteilinnern einhergeht. Abbildung 2.2 zeigt in einem Modell der Eigenspannungsentstehung durch mechanische Einwirkung den schematischen Verlauf der elastischen und plastischen Dehnungen sowie der Spannungen in Schnittrichtung. Der Schneidkeil ist im Eingriff mit dem Werkstückmaterial und bewegt sich in Schnittrichtung. In der Vorlaufzone werden zunächst elastische, dann plastische Stauchungen vor dem Schneidkeil erzeugt. Diese gehen unmittelbar hinter dem Kontakt zum Schneidkeil, wo das Werkstückmaterial nun gestreckt wird, in elastische und plastische Dehnungen über, welche teilweise zurückfedern. Entsprechend zeigt der Spannungsverlauf unter Last zunächst Druck-, gefolgt von Zugspannungen, die bis zum Erreichen der Fließgrenze des Werkstückmaterials ansteigen. Nach Überfahren des betrachteten Materialbereichs durch die Werkzeugschneide bleiben Druckeigenspannungen zurück. Dies wird von Denkena et al. auf die bleibend gedehnten oberflächennahen Schichten zurückgeführt, welche zu lang sind und als Ausgleich durch die Eigenspannungen gestaucht werden müssen, um den Körperzusammenhalt zu bilden [Aut-10, Den-11, Seg-95, Tön-04, Wu-90].

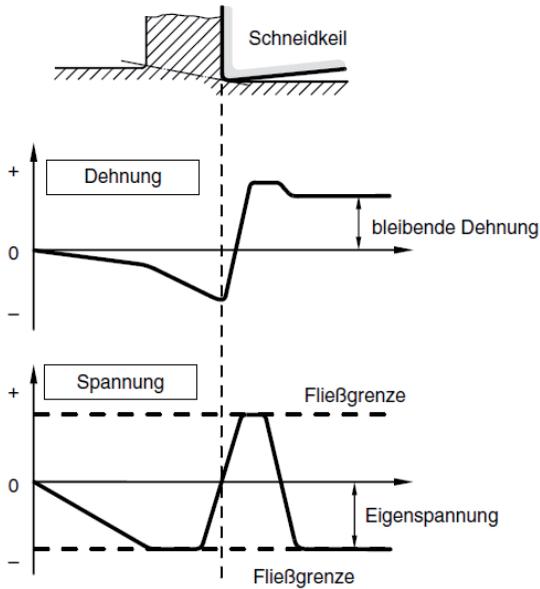


Abbildung 2.2: Mechanischer Entstehungsmechanismus der Eigenspannungen [Den-11]

Ein Großteil der beim Zerspanungsprozess benötigten Zerspanleistung wird in Wärme umgewandelt. Das Material wird vor der Werkzeugschneide verformt. Dadurch kommt es zu einer hohen Wärmeentwicklung, die zusätzlich durch den Reibkontakt zwischen dem sich bildenden Span und der Spanfläche verstärkt wird. Die thermische Einwirkung auf die Bauteilrandschicht während des Zerspanungsprozesses äußert sich durch starke Temperaturgradienten. Durch den Wärmeeintrag dehnen sich die Materialbereiche in der Randschicht und es entstehen thermische Druckspannungen. Die Fließgrenze ist durch die erhöhten Temperaturen infolge hohen Wärmeeintrags herabgesetzt, so dass sich in der Randschicht eine plastische Verformung einstellt und diese gestaucht wird. In Abbildung 2.3 ist dazu der Verlauf der Temperatur, der Dehnung und der Spannung in Schnittrichtung schematisch dargestellt. Nach Überlaufen des betrachteten Materialbereichs durch die Werkzeugschneide kühlt die Randschicht auf Raumtemperatur ab. In der vormals gestauchten und somit verkürzten Randschicht bleiben Zugeigenspannungen zurück, um für den Körperzusammenhalt ein Gleichgewicht zu erzeugen [Aut-10, Den-11, Liu-82, Sha-05].

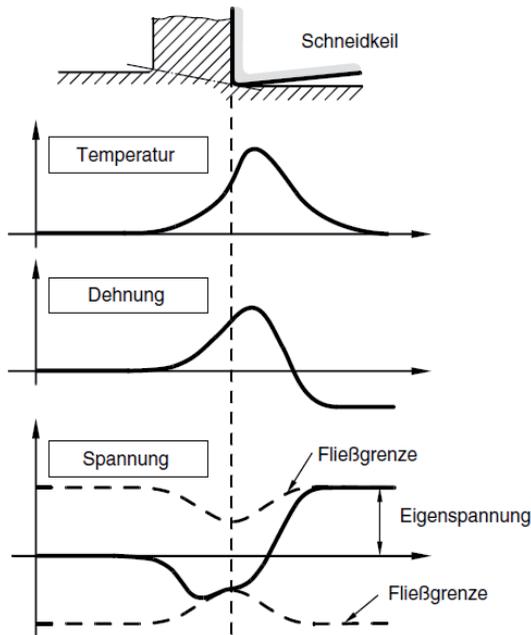


Abbildung 2.3: Thermischer Entstehungsmechanismus der Eigenspannungen [Den-11]

Durch den beiderseitigen Einfluss mechanischer und thermischer Ursachen stellt sich bei Zerspanungsprozessen meist ein typischer Eigenspannungstiefenverlauf in der Randschicht ein. Dies hat Zug- oder Druckeigenspannungen an der Oberfläche zur Folge, welche mit einem hohen Spannungsgradienten auf ein Maximum von Druck- bzw. Zugeigenspannungen unterhalb der Oberfläche abfallen. Der Eigenspannungsverlauf folgt dann einer asymptotischen Annäherung an einen konstanten Wert in größeren Bauteiltiefen. Dies bedeutet entweder einen vollständigen Rückgang der Eigenspannungen, wenn das Werkstück zuvor spannungsfrei gewesen ist. Oder die Eigenspannungen bleiben in tieferliegenden Materialbereichen auf einem spezifischen Wert, wenn das Werkstück vor dem Zerspanungsprozess bereits durch vorangegangene Fertigungsprozesse einer mechanischen oder thermischen Belastung ausgesetzt war. Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass es für die Ausbildung von Eigenspannungen in der Randschicht entscheidend ist, ob die thermischen oder die mechanischen Ursachen dominant sind. Allerdings überlagern sich die mechanischen und thermischen Entstehungsmechanismen hochgradig nichtlinear [Den-11],

so dass die im Bauteil nach der Zerspanung vorliegenden Eigenspannungen nicht ohne weiteres eindeutig auf die maßgeblichen Einflussgrößen zurückzuführen sind [Bri-82, Seg-95, Tön-04]. Die Eigenspannungszustände in der Randschicht resultieren zudem aus der Entstehungshistorie des Werkstückmaterials und werden maßgeblich von der Geometrie der Werkzeugschneide sowie von den Prozessstellgrößen beeinflusst [Bri-82].

2.2 Einflüsse des Zerspanungsprozesses auf die Eigenspannungsentwicklung

Der aus einem Zerspanungsvorgang resultierende Eigenspannungszustand hängt ab von der Wechselwirkung zwischen dem zu bearbeitenden Werkstück, der Werkzeugschneide und einem Medium, wie etwa dem Kühlschmierstoff. Für die Trockenbearbeitung bedeutet das, unter Vernachlässigung der umgebenden Luft, im wesentlichen folgende Einflussfaktoren, wie den Werkstoff und das Schneidmaterial, die Prozessstellgrößen und eine durch vorgelagerte Prozessschritte mögliche thermomechanische Vorbelastung des Bauteils. Je nach Randbedingungen des spanenden Fertigungsprozesses kommt auch der Einfluss einer mehrfachen Zerspanung zum Tragen. Für eine spezifische Bearbeitungsaufgabe ist die Materialpaarung von Werkstück und Werkzeug in der Regel vorgegeben und gehört so meist nicht zu den unmittelbar steuerbaren Einflussfaktoren, gleiches gilt ebenso für im Prozess auftretenden Werkzeugverschleiß. Diese Aspekte werden deshalb im folgenden Kenntnisstand ausgeklammert, welcher sich hier ausführlich mit den Einflüssen der Prozessstellgrößen, der sequenziellen Zerspanung und in Kapitel 2.4 mit der Bearbeitungshistorie des Bauteils befasst.

2.2.1 Einfluss der Prozessstellgrößen

Zahlreiche Arbeiten befassen sich mit dem Einfluss einer Zerspanungsoperation und den dabei gewählten Prozessstellgrößen auf den Eigenspannungszustand im bearbeiteten Bauteil. Dabei spielt die Schneidengeometrie eine bedeutende Rolle. Die charakteristischen Merkmale der eingesetzten Werkzeugschneide werden durch den zu bearbeitenden Werkstoff bestimmt, sowie durch Randbedingungen, welche sich aus wirtschaftlichen Betrachtungen ergeben, wie etwa der Wunsch nach einer hohen Produktivität und damit der Forderung für bestimmte Zerspanungsparameter, wie etwa hohen Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten für ein maximales Zeitspanvolu-

men. Die Auslegung der Schneidengeometrie hat im Zusammenspiel mit den durch die oben genannten Bedingungen festgelegten Zerspanungsparametern einen bedeutenden Einfluss auf das spätere Einsatzverhalten des bearbeiteten Bauteils. Werden die Randbedingungen einer Zerspanungsoperation in Form von Prozessparametern, Materialien und Schneidengeometrien verändert, führt dies eine Änderung im jeweils erzeugten Eigenspannungszustand nach sich. Capello et al. variierte bei seinen Untersuchungen die Prozessstellgrößen und setzte verschiedene Stähle ein, mit dem Ergebnis, dass sich unabhängig von den untersuchten Materialien bei einer Änderung der Prozessparameter die qualitativ gleichen Änderungen im Eigenspannungszustand ergaben. Jedoch hängen die quantitativen Spannungsniveaus von den Materialeigenschaften ab. So resultieren bei Materialien mit hohen mechanischen Eigenschaften höhere absolute Eigenspannungswerte [Cap-05, Cap-06].

Spanwinkel

Als ein wesentliches Merkmal der Schneidengeometrie führt ein zunehmend positiver Spanwinkel zu einer Zunahme der Zugeigenspannungen bzw. ein negativer Spanwinkel zu größeren Druckeigenspannungen im Bauteil. Dahlman et al., Shet et al. und M'Saoubi et al. stellten diesen Effekt des Spanwinkels auf die Eigenspannungsentwicklung bei der Zerspanung von 100Cr6, bzw. 40NiCrMo6 fest [Dah-04, She-03, Sao-08]. Unter anderen stellten M'Saoubi et al. bei der Zerspanung von 100Cr6 eine Zunahme von Druckeigenspannungen und eine Verschiebung der maximalen Druckspannungswerte in tiefere Materialbereiche für wachsende negative Spanwinkel fest und begründeten dies in seiner Untersuchung mit einer Zunahme der Schnittkräfte, sowie einer größeren Bedeutung mechanischer Effekte [Dah-04, Sao-99, Umb-07]. Für die Bearbeitung des Werkstoffs Inconel 718 führt Arunachalam et al. die bei abnehmendem Spanwinkel zunehmenden Druckeigenspannungen auf eine stärkere plastische Verformung des Materials zurück [Aru-04]. Dieser Effekt nimmt dabei über den Zerspanweg ab und die Eigenspannungsentwicklung wird stattdessen mehr durch die entstehende Wärme dominiert, so dass sich die Eigenspannungen zunehmend in Zugspannungen umwandeln. Ein abnehmender Spanwinkel führt über den Zerspanweg zu einem Anstieg der Temperatur und tendenziell zu einer Zunahme der Zugeigenspannungen. Miguélez et al. konstatieren bei abnehmendem Spanwinkel eine damit einhergehende verstärkte Haftung des Spans an der Spanfläche, so dass es vermehrt zur Bildung von Aufbauschneiden kommt, wodurch lokal ein „effektiver Spanwinkel“ gebildet wird, welcher kleiner (negativer) ist als der eigentliche Spanwin-

kel und damit zu sinkenden Zugeigenspannungen führt. Diese beiden gegenläufigen Effekte bei der Zerspanung von V4A-Stahl resultieren bei Miguélez et al. insgesamt in einer Abnahme der Zugeigenspannung für einen abnehmenden Spanwinkel [Mig-09]. In der Literatur wird bei zunehmend positiven Spanwinkel eine leichte Zunahme der Zugeigenspannungen an der Werkstückoberfläche berichtet, welche als Folge zu größeren Druckeigenspannungen in darunter liegenden Materialtiefen des V4A-Stahls führt [Mar-10, Out-06a].

Schneidkantenradius

Das Ziel bei der Präparation einer Schneidkante ist die Beseitigung und Vermeidung von Kantenausbrüchen sowie das Einstellen einer definierten Verrundung der Schneide [Köt-06]. Dadurch wird die Kantenschartigkeit verringert, die Qualität der erzeugten Oberflächen verbessert, die Stabilität der Schneide erhöht und eine bessere Schichthftung begünstigt. Als Folge sind längere Standzeiten erreichbar. Im Zuge einer gezielten Schneidkantenpräparation wird im Vergleich zur scharfen Schneidkante ein größerer Schneidkantenradius eingestellt, optional wird dabei außerdem eine definierte Asymmetrie erzeugt [Den-05]. Beim Einsatz einer verrundeten Schneide wird der in der Randschicht eingebrachte Eigenspannungszustand durch lokal veränderte Zerspanungsbedingungen beeinflusst. Für steigende Schneidkantenradien stellen die Arbeiten von Outeiro et al. und Attanasio et al. bei der Bearbeitung von C45 eine Zunahme der Zugeigenspannungen fest [Att-09, Out-06c]. Dieser Effekt tritt ebenso bei der Zerspanung von V4A-Stahl auf [Out-06a, Mig-09], sowie bei der Nickel-Basis-Legierung IN-100 [Öze-12]. Outeiro et al. führen die Eigenspannungszunahme dabei auf einen geringeren Wärmetransport aus der Zerspanzone durch den Span zurück, was in Folge einen höheren Eintrag thermischer Energie in die Bauteilrandschicht und damit höhere Eigenspannungswerte sowie ein tiefer reichendes Eigenspannungsfeld bedeutet. In [Sch-10] werden die bei der Zerspanung von C45 erzeugten tieferreichenden Zugeigenspannungen neben einer höheren Wärmeentwicklung mit einer tieferreichenden Plastifizierung des Materials begründet. Dies wird dabei auf eine höhere Reibung und plastische Materialumformung zurückgeführt, mit tieferreichenden Temperaturgradienten und folglich verstärkt auftretenden Zugeigenspannungen. Durch einen größeren Schneidkantenradius kommt es nach [Ms-11] bei V4A-Stahl zu einer größeren Stauzone vor der Schneide, die durch eine sehr geringe Relativgeschwindigkeit zwischen Schneide und Werkstückmaterial gekennzeichnet ist und so zur Bildung einer Aufbauschneide beiträgt. Durch die Aufbauschneide entsteht

lokal ein veränderter, nämlich kleinerer (negativerer), Spanwinkel mit dem Effekt größerer Druckeigenspannungen und folglich abnehmenden Zugeigenspannungen. Miguélez et al. untersuchen in ihrer Arbeit simulativ die komplexen Wechselwirkungen thermischer und mechanischer Effekte. Dabei wird zunächst die thermische Ausdehnung im Material vernachlässigt, was zu verstärkter Aufbauschneidenbildung und zu einem Rückgang der Zugeigenspannungen führt. Wird dagegen die thermische Ausdehnung berücksichtigt, stellen die Autoren einen gegenteiligen Effekt fest, so dass sich mit größerem Schneidkantenradius vermehrt Zugeigenspannungen einstellen, was mit einer Zunahme der Temperatur an der Werkstückoberfläche im Zusammenhang steht. Gleichzeitig mit den zunehmenden Zugeigenspannungen in oberflächennahen Randschichtbereichen, bilden sich in den darunter liegenden Materialbereichen größere Druckspannungen aus [Mig-09]. Nach der Arbeit von [Aru-04] haben verrundete Schneidkanten einen stärkeren „Druck-Effekt“ auf das Werkstückmaterial, hier Inconel 718, als scharfe Schneidkanten. Dadurch wird eine plastisch stärker verformte Materialschicht induziert, was zu niedrigeren Zug- bzw. höheren Druckeigenspannungen führt. Bei einer scharfen Schneide, bzw. einem kleinen Schneidkantenradius, dominieren hingegen thermische Effekte. Zunehmende Druckeigenspannungen unterhalb der Werkstückoberfläche erklären Agrawal et al. bei der Zerspanung von 40NiCrMo6 damit, dass ein großer Schneidkantenradius durch einen „ploughing“-Effekt die auf die Schneide wirkenden Druckkräfte verstärkt und damit eine größere plastische Materialverformung bewirkt. Die Autoren stellen gleichzeitig einen Rückgang der Oberflächenzugeigenspannungen fest [Agr-13]. Hua et al. untersuchten den Einfluss der Schneidengeometrie auf den Eigenspannungszustand von 100Cr6 [Hua-06]. Dabei führt eine geometriebedingt längere Kontaktzone zwischen Schneide und Werkstück aufgrund stärkerer Reibungseffekte zu höheren Zugeigenspannungen hinter der Werkzeugschneide und nach der thermischen und mechanischen Entlastung des Werkstücks zu höheren und tieferreichenden Druckeigenspannungen in der Randschicht. Eine Zunahme der Breite des Druckeigenspannungsfeldes wird ebenfalls für die Zerspanung von 40NiCrMo6 beobachtet [Su-06].

Spanungsdicke

Bei einer Vergrößerung der Spanungsdicke nehmen die an der Werkstückoberfläche vorhandenen Zugeigenspannungen zu [Mou-12]. Moussa et al. führen dazu als Erklärung zum einen die Auswirkung thermischer Effekte auf, welche aus einer Vergrößerung der Zerspanungszone resultieren und zum anderen die durch Reibung und plas-

tische Deformation erzeugte Wärme, wenn die Spannungsdicke vergrößert wird. Gleichzeitig nehmen nach [Agr-13] die in der Randschicht unterhalb der Oberfläche liegenden Druckeigenspannungen in 40NiCrMo6 zu. Durch die zunehmende Spannungsdicke nehmen mechanische Effekte zu, welche durch eine Verstärkung des Werkstückbereichs unterhalb der Schneide ausgelöst werden, der durch große Druckkräfte auf das Material gekennzeichnet ist. Als Folge treten größere elastische Relaxationen auf, was zu höheren Druckeigenspannungen führt. Unterhalb der Oberfläche wächst bei der Zerspanung von Ti6Al-4V die Ausdehnung des Druckeigenspannungsfeldes in tiefere Materialbereiche an [Su-06]. Dabei entsteht mit einer zunehmenden Spannungsdicke eine größere Spanbildungszone beziehungsweise Scherebene. Damit vergrößert sich der belastete und als Folge plastisch verformte Materialbereich unter der Oberfläche des Werkstücks. Zusätzlich tragen thermische Lasten zu der resultierenden tieferreichenden Wirkung des bei der Zerspanung induzierten Eigenspannungsfeldes bei.

Schnittgeschwindigkeit

Für eine steigende Schnittgeschwindigkeit sind eine Zunahme der Zugeigenspannungen an der Bauteiloberfläche [Arr-14, Moh-10, Öze-12] beschrieben, sowie eine Abnahme vorhandener Druckeigenspannungen [Grz-12, Hua-05, Ste-13]. Die ansteigenden Zugeigenspannungen an der Oberfläche führen dabei gleichzeitig zu höheren maximalen Druckeigenspannungen unterhalb der Bauteiloberfläche [Arr-14, Köh-12]. Im Falle der Bildung von sogenannten weißen Schichten bei hohen Schnittgeschwindigkeiten können sich an der Bauteiloberfläche auch vermehrt Druckeigenspannungen einstellen [Car-11]. Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf den aus dem Zerspanungsprozess resultierenden Eigenspannungszustand ist jedoch prinzipiell abhängig von verschiedenen je nach Geschwindigkeitsbereich dominierenden Effekten. Bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten spielen neben mechanischen Faktoren, wie die um den Schneidkeil stattfindende plastische Deformation, auch thermische Faktoren eine wichtige Rolle. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit nimmt der thermisch bedingte Einfluss tendenziell ab [Gar-12]. Als Folge der dominierenden thermischen Faktoren stellen sich bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten Zugeigenspannungen in der Randschicht ein. Bei höheren Geschwindigkeiten hingegen gewinnen umwandlungsbedingte und durch plastische Deformation induzierte Druckeigenspannungen zunehmend an Bedeutung. Agrawal et al. greifen diese Schlussfolgerungen in [Agr-13] auf, zeigen den abnehmenden Einfluss thermisch bedingter Faktoren jedoch erst

bei deutlich höheren Schnittgeschwindigkeiten. Neben der Zerspanung von 40NiCrMo6 [Gar-12, Agr-13] spiegelt sich dieses geschwindigkeitsabhängige Gleichgewicht thermisch oder mechanisch bedingter Einflussfaktoren auch in der Bearbeitung weiterer Stähle wider. So beschrieb M'Saoubi beim Einsatz von V4A-Stahl ein ähnliches Verhalten und führte den Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Spanablaufgeschwindigkeit zurück [Sao-99]. Diese steigt mit der Schnittgeschwindigkeit an und führt dabei zu einem verstärkten Wärmefluss aus der Zerspanzone über den schneller ablaufenden Span. Dadurch erhöht sich dort zwar die Zerspanenergie, jedoch wirkt diese geringe Erhöhung nur auf die Werkstückoberfläche. Es werden Zugeigenspannungen in einem schmalen Materialband induziert, wobei dessen Dicke tendenziell mit steigender Geschwindigkeit abnimmt. Die wärmebeeinflusste Zone nimmt aufgrund des zunehmenden Wärmeabflusses ab. Moussa et al. führen für die Bearbeitung von V4A-Stahl ebenfalls als Erklärung für die Eigenspannungsentwicklung die auftretenden Wärmeströme auf, wobei sich zwei miteinander konkurrierende Phänomene einstellen [Mou-12]. Die durch eine steigende Schnittgeschwindigkeit vermehrt erzeugte Wärme in der Zerspanzone einerseits und die entgegenwirkende Abnahme der in das Werkstück eingebrachte Wärme andererseits. Die bei der Zerspanung erzeugte Wärme ist dabei auf die plastische Deformation des Materials entlang der Scherebene, sowie auf die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück zurückzuführen. Abhängig von den Materialeigenschaften und Zerspanbedingungen wird die erzeugte Wärme anteilig in den Span, in die Werkzeugschneide und in das Werkstück geleitet. Für die bei [Sao-99] beschriebene geschwindigkeitsabhängige Zu- bzw. Abnahme von Zugeigenspannungen führt Moussa et al. [Mou-12] einen Grenzbereich von 100 m/min an. Für Schnittgeschwindigkeiten unterhalb dieses Wertes ist die Zerspanrate gering und damit die über den Span abgeführte Wärme. Dies führt in der Randschicht zu einer Zunahme thermisch bedingter Zugeigenspannungen, da mehr Wärme in die Bauteilrandschicht eingebracht wird. Für höhere Schnittgeschwindigkeiten als 100 m/min wird eine größere Wärmemenge aufgrund der hohen Zerspanrate abgeführt, was in einem geringeren Wärmeintrag in die bearbeitete Werkstückoberfläche resultiert. Der thermische Einflussfaktor auf die Eigenspannungsentwicklung nimmt ab, durch die zunehmend dominierenden mechanischen Effekte verschieben sich die Spannungen zunehmend in den Druckbereich.

Vorschub

Untersuchungen zum Einfluss des Vorschubs auf die Eigenspannungsentwicklung zeigen eine Zunahme der Zugeigenspannungen an der Oberfläche beziehungsweise in oberflächennahen Bereichen [Att-09, Cap-05, Köh-12, Ste-13]. García et al. führen die ansteigenden Zugeigenspannungen beim Zerspanen von 40NiCrMo6 auf eine Erhöhung der Temperatur zurück [Gar-12]. Der Temperaturanstieg ist durch eine bei zunehmenden Vorschub wachsenden Spannungsdicke begründet, welche wiederum zu einer verstärkten Wärmeentwicklung führt, da bei größerer Spannungsdicke mehr plastische Verformungsarbeit für die Ausbildung des Spans nötig ist. Für verschiedene Stähle (V4A, X5CrNiCuNb15-5, 20NiCrMo5) ist eine zunehmende Schichtdicke des an die Werkstückoberfläche angrenzenden Zugeigenspannungsfeldes festzustellen [Mar-10, Mon-12, Sao-99, Ste-13]. M'Saoubi et al. erklärten diese Tiefenwirkung mit einer vorschubbedingten Zunahme der Vorschub- und Zerspankräfte, wodurch die Werkzeugschneide stärkeren Druck auf die Randschicht ausübt und sich dadurch eine dickere und zunehmend kaltverfestigte Materialschicht ausbildet. Die darunter liegenden Materialbereiche sind mit steigendem Vorschub durch zunehmende maximale Druckeigenspannungen gekennzeichnet. Größere Vorschübe führen zu einer Druckzunahme auf das Werkstückmaterial direkt unterhalb der Werkzeugschneide [Dah-04, Grz-12, Hua-05, Hua-06, Sao-08]. Beim Überfahren der Schneide kommt es anschließend zu einer größeren elastischen Rückfederung und als Folge bilden sich in tieferen Materialbereichen Druckeigenspannungen aus, um ein Gleichgewicht zu den an der Oberfläche liegenden Zugeigenspannungen einzustellen [Sao-99]. Ist beim Zerspanvorgang die mechanische Einwirkung der Schneide auf die Werkstückoberfläche dominant über die stattfindenden thermischen Effekte, bilden sich stattdessen tendenziell Druckeigenspannungen aus, wie Hua et al. für hohe Vorschübe bei der Zerspannung von 100Cr6 zeigte [Hua-06].

Reibwert

Eine Änderung der Reibungsverhältnisse zwischen Werkzeugschneide und dem sich während der Zerspanung ausbildenden Span führt zu einer Änderung der vorliegenden Eigenspannungen. Dabei beeinflusst der im Kontakt wirksame Reibwert nach Guo et al. den an der Oberfläche liegenden Spannungswert und nicht die grundlegende Form des Eigenspannungsprofils [Guo-09]. Mit steigenden Reibwerten nehmen Zugeigenspannungen an der Oberfläche ab und wandeln sich tendenziell in Richtung Druckeigenspannungen um [Liu-00, Mig-09, She-03]. Miguélez et al. führen den

Rückgang der oberflächennahen Zugeigenspannungen bei V4A-Stahl auf den Einfluss der Temperatur sowie die geänderten Eingriffsverhältnisse am Schneidkeil zurück. Zum einen bewirkt der reibungsbedingte Temperaturanstieg eine thermische Entfestigung des Materials und damit einen Rückgang der Zugeigenspannungen. Andererseits führen die bei höherer Reibung entstehenden höheren Temperaturen zur verstärkten Ausbildung von Zugeigenspannungen. Zusätzlich vergrößert aber ein hoher Reibwert die vor der Schneide liegende Zone mit sehr niedrigen Relativgeschwindigkeiten des Werkstückmaterials. Der dadurch verursachte Effekt ähnelt dem einer Aufbauschneide, wodurch sich lokal ein verkleinerter Spanwinkel einstellt. Ein kleinerer, d.h. negativerer, Spanwinkel resultiert in der Ausbildung von Druckeigenspannungen und setzt somit die Zugeigenspannungen herab.

2.2.2 Einfluss der sequenziellen Zerspanung der Werkstückoberfläche

Eine prozessbedingt wiederholte Zerspanung der Oberfläche des Werkstücks hat einen Einfluss auf die sich nach der Zerspanung einstellenden Eigenspannungszustände in der Randschicht. Einige Arbeiten befassten sich mit den durch die sequenzielle Zerspanung ausgelösten Einflüssen auf die Eigenspannungsentwicklung im bearbeiteten Bauteil und setzten dabei spezielle Modellierungsansätze ein, siehe Kapitel 2.3.

Aus der bei [Sas-96] simulierten Abfolge von Schrupp- und Schlichtvorgängen für Messing ergab sich, dass der Schruppvorgang Zugeigenspannungen an der Oberfläche von ca. 420 MPa und einen typischen, hakenförmigen Eigenspannungstiefenverlauf mit Druckspannungen unterhalb der Oberfläche im Randschichtbereich erzeugte. Nach dem ersten Schlichtvorgang wandelten sich die Zug- in Druckeigenspannungen von ca. -60 MPa an der Oberfläche um, wobei sich ein erkennbarer Einfluss bis auf eine Tiefe von weniger als 500 μm zeigte. Ein zweiter Schlichtvorgang bildete an der Oberfläche erneut Zugeigenspannungen von ca. 190 MPa aus, welche durch wiederholtes Schlichten auf ca. 220 MPa an der Oberfläche gesteigert wurden. Die Autoren konnten diese simulativen Ergebnisse auch experimentell bestätigen. Der Einfluss der sequenziellen Zerspanung auf den Eigenspannungszustand war für die ersten drei Zerspanvorgänge sichtlich groß und nahm mit steigender Anzahl an Zerspannungen insgesamt ab. Aufgrund der insgesamt geringen Anzahl von vier Zerspannungen lässt sich keine verlässliche Aussage über ein eventuelles Ausbilden eines quasistationären Eigenspannungszustands bei größerer Anzahl an Zerspanung treffen. Der Ein-

fluss der unterschiedlichen Spannungsdicken beim Übergang zwischen Schruppen und Schlichten wurde in der Arbeit nicht gesondert untersucht.

In der Arbeit von [Liu-00] et al. wurden als Ergebnis die berechneten Eigenspannungen des V2A-Stahls nach erfolgtem Abkühlen entlang der Bauteiltiefe aus der Randschicht ausgelesen. Für konstante Prozessparameter konnte ein Einfluss zweier sequenzieller Zerspanungen beschrieben werden. So gingen die Zugeigenspannungen an der Oberfläche von ca. 80 MPa auf 0 MPa zurück. Das Druckeigenspannungsfeld unterhalb der Oberfläche nahm gleichzeitig deutlich von -110 MPa auf -150 MPa zu, wobei das Maximum der Druckspannungen bei unveränderter Tiefe lag. Zudem reichten die Druckeigenspannungen nach wiederholter Zerspanung deutlich weniger weit (um ca. 200 μm) ins Bauteilinnere. Zusätzlich wurde eine Variation des Reibwertes im Kontakt Werkzeug-Werkstück durchgeführt, mit dem Ergebnis, dass mit steigendem Reibwert die Zugeigenspannungen an der Oberfläche in Druckspannungen gewandelt wurden, welche sich entsprechend auf einem zunehmenden Zugspannungsfeld abstützten. Die Autoren stellten abschließend fest, dass die Eigenschaften der Eigenspannungsverteilung in der Randschicht durch eine Optimierung der zweiten Zerspanung kontrolliert werden und erwünschte Druckeigenspannungen erzeugt werden könnten. Reale Zerspanprozesse gehen jedoch meist mit mehr als zwei Zerspanungen einher, sodass ein gezieltes Einstellen der Eigenspannungen im endbearbeiteten Bauteil so noch nicht gewährleistet werden kann.

Als Ergebnis ihrer Simulationen zeigten die Autoren in [Guo-02], dass die plastische Dehnung bei der zweiten Zerspanung kleiner war, da das Material bereits verfestigt wurde und somit eine eingeschränkte Fähigkeit zur weiteren Verformung besitzt. Die plastische Dehnung nahe der Oberfläche, sowie der Dehnungsgradient nahmen ab und ebenso die Tiefe der plastischen Dehnungen senkrecht zur Werkstückoberfläche. Das nach der Zerspanung unterhalb der Bauteiloberfläche liegende Druckeigenspannungsfeld zeigte ebenfalls eine Beeinflussung durch die wiederholte Zerspanung. Nach der zweiten Bearbeitung waren die maximalen Druckeigenspannungen geringer, mit einer Abnahme von -123 MPa auf -112 MPa, und lagen in einem tieferen Werkstückbereich, mit 92 μm statt 52 μm Bauteiltiefe. Die Zugeigenspannungen an der Oberfläche zeigten gleichzeitig einen deutlichen Anstieg von 279 MPa auf 377 MPa. Es konnte zudem gezeigt werden, dass eine sequenzielle zweite Zerspanung mit stark verringerter Spannungsdicke zur Erzeugung gewünschter Druckeigenspannungen in der Bauteilrandschicht führen kann. Eine Betrachtung zweier se-

quenzieller Zerspanungen genügt der Abbildung von industriell eingesetzten Zerspanungsprozessen jedoch nicht.

Die direkt in der Oberfläche vorliegenden Zugeigenspannungen zeigten bei wiederholter Zerspanung keine signifikante Änderung in den Simulationen von Ee et al. [Ee-05]. Jedoch zeigte ein deutlich erhöhter Spannungsgradient den Einfluss der wiederholten Bearbeitung, da die Zugeigenspannungen in der Randschicht deutlich steiler abfielen und das Zugeigenspannungsfeld nur etwa halb so tief in die Randschicht hineinreichte.

Outeiro stellte in seinen Untersuchungen [Out-06a, Out-06b] mit austenitischem Edelstahl X2CrNiMo17-12-2 fest, dass die durch die sequenzielle Zerspanung in das Bauteil eingebrachten Eigenspannungen als Ergebnis insgesamt zunahmen, sowohl direkt an der Oberfläche, als auch in der darunterliegenden Randschicht. Dabei konnte in den Simulationen ein deutlicher Anstieg von 800 MPa auf ca. 1020 MPa zu ca. 1100 MPa gezeigt werden. Auffällig war hierbei der nichtlineare Anstieg der Eigenspannungen zwischen den Ergebnissen der drei sequenziellen Zerspanungen. Der Einfluss der sequenziellen Zerspanung nahm über die drei Zerspanungen ab. Gleiches konnte auch für die Tiefe des Zugeigenspannungsfeldes beobachtet werden. Die Zunahme der Eigenspannungen war zwischen der ersten und zweiten Spannbildung signifikant größer als zwischen der zweiten und dritten Spannbildung, wo der Effekt weniger stark ausgeprägt war. So verschob sich das Spannungsfeld von zunächst 100 µm Tiefe auf 300 µm nach der zweiten Zerspanung und auf schließlich eine Tiefe von ca. 350 µm. Die Ergebnisse zeigten einen abnehmenden Einfluss der sequenziellen Zerspanung, jedoch lässt sich mit nur drei Zerspanungen keine Aussage über den sich bei einer realen Bearbeitung final einstellenden Eigenspannungszustand treffen. Outeiro et al. verweisen zudem in ihren Arbeiten auch auf die gegensätzlichen Ergebnisse früherer Veröffentlichungen [Liu-00, Ee-05], so dass sich kein einheitliches Bild für den Einfluss der sequenziellen Zerspanung ergibt.

Mit einem in [Kot-07] entwickelten Modell wurden die aus der vorigen Zerspanung von C45 resultierenden Eigenspannungen berücksichtigt, wobei Kotschenreuther et al. einen Anstieg der spezifischen Schnittkraft feststellten, da die verfestigte Randschicht und die vorhandenen Eigenspannungen dem Zerspanvorgang einen stärkeren Werkstoffwiderstand entgegenzusetzen schienen.

[Li-09] konstatierte eine deutliche Beeinflussung der simulierten Eigenspannungen im Kaltarbeitsstahl X153CrMoV12-1 in Schnittrichtung durch eine zweite sequenzielle Zerspanung. Das unterhalb der Oberfläche liegende Druckeigenspannungsfeld nahm für zwei analysierte Profile jeweils signifikant zu (von ca. -550 MPa auf -700 MPa bzw. von ca. -310 MPa auf -500 MPa). Es zeigte sich jedoch eine gegensätzliche Tiefenwirkung, da sich das Druckeigenspannungsfeld im ersten Fall von ca. 160 μm auf 95 μm Bauteiltiefe verkleinerte, im zweiten Fall jedoch von ca. 150 μm auf 190 μm zunahm.

Mondelin et al. beschreiben in ihren Simulationsergebnissen [Mon-12] sich an der Bauteiloberfläche ergebende Zugeigenspannungen im untersuchten martensitischen Edelstahl, welche sich als nicht homogen und in Richtung von Vorschub und Schnittgeschwindigkeit periodisch schwankend um ± 150 MPa zeigten, wobei die Periode dem Vorschub entsprach. Mindestens drei Umdrehungen waren nötig um quasistationäre Eigenspannungen zu erzeugen. Zusätzlich wurden Eigenspannungstiefenprofile aus dem quasistationären Zustand erhalten, durch die Mittelung der Werte für verschiedene Tiefen entlang einer Messlinie in Schnitt- bzw. Vorschubrichtung. Der Einfluss auf die Eigenspannungen während des sequenziellen Zerspanungsprozesses wurde hierbei nicht explizit genannt. Die von der Zerspanung beeinflusste Randschicht war etwa 70 μm tief, wobei sich die an der Oberfläche liegenden Zugeigenspannungen auf ein darunterliegendes Druckeigenspannungsfeld abstützten. In Abhängigkeit des Vorschubs betragen die simulierten Eigenspannungen 500-700 MPa, wobei festzustellen ist, dass die experimentell gemessenen Oberflächenspannungswerte von der Simulation um bis zu 300 MPa überschätzt worden sind.

Mit Hilfe eines hybriden Ansatzes, bestehend aus einem numerischen Modell und experimentell ermittelten Lastkollektiven, wird in [Val-12] die sequenzielle Zerspanung eines austenitischen Cr-Ni-Stahls beim Drehprozess abgebildet, ohne die Spanbildung zu modellieren. Die erzeugten Eigenspannungsprofile sind durch Zugeigenspannungen an der Oberfläche, gefolgt von darunterliegenden Druckeigenspannungsbereichen gekennzeichnet. Mit der von Valiorgue et al. entwickelten Modellierung des Drehprozesses konnte auch untersucht werden, nach wie vielen aufeinanderfolgenden Zerspanungen sich ein stationärer Zustand bei der Entstehung von Eigenspannungen einstellt. Periodische Schwankungen der Zugeigenspannungen an der Bauteiloberfläche führten Valiorgue et al. auf Vorschubeffekte zurück. Aus über diese Schwankungen gemittelten Eigenspannungswerten wurde ersichtlich, dass sich

nach wenigstens drei Zerspanungen ein stationärer Eigenspannungszustand unter den gegebenen Schnittbedingungen entwickelt.

Die Eigenspannungen in Schnittrichtung betragen bei der Simulation von [Deh-13] für die ersten zwei Zerspanungen in 42CrMo4 an der Oberfläche unverändert 0 MPa. Beide Zerspanungen erzeugten direkt unterhalb der Oberfläche liegende Druckeigenspannungsfelder. Die Spannungswerte an der Bauteiloberfläche stiegen nach der dritten Zerspanung sprunghaft auf etwa 550 MPa an, mit einem sehr großen Spannungsgradienten unter der Oberfläche. Die in der Randschicht liegenden Druckeigenspannungen nahmen über drei Zerspanungen ab und reichten weniger tief ins Bauteil. Für die Zugeigenspannungen an der Oberfläche senkrecht zur Schnittrichtung von etwa 600 MPa ergab sich eine leichte Zunahme nach der zweiten Zerspanung und ein deutlicher Anstieg auf etwa 1000 MPa nach der dritten. Die maximalen Druckeigenspannungen unterhalb der Oberfläche nahmen zunächst ab und anschließend zu und reichten am Ende weniger tief ins Bauteil. Für die Größe der maximalen Druckeigenspannungen zeigte sich hier ein anderes Verhalten als bei den Druckeigenspannungen in Schnittrichtung. Die sich in beiden Fällen in Richtung Oberfläche verschiebenden Druckeigenspannungen wurden auf thermische Effekte im Sinne von kumulativen Temperaturen und Deformationen durch vorige Zerspanungen zurückgeführt. Abschließend ist anzumerken, dass bei [Deh-13] Eigenspannungen nach unterschiedlich langer Abkühldauer in die Ergebnisse mit eingeflossen sind.

Die Simulationsergebnisse von [Zha-13] zeigten Druckeigenspannungen an der Oberfläche des untersuchten Kupferwerkstoffes Cu-OFE, welche nach der zweiten Zerspanung stark abnahmen, von etwa -450 MPa auf -150 MPa. In den zunächst nahezu spannungsfreien tieferliegenden Randschichtbereichen stellte sich nach dem zweiten Schnitt ein Druckeigenspannungsfeld von ca. -150 MPa ein. Die Autoren führten die Eigenspannungsentwicklung auf die verfestigte Randschicht nach der ersten Zerspanung zurück, wodurch sich ein viel höherer Widerstand des Materials gegen eine plastische Verformung ergab. Dafür sprach auch die geringere plastische Dehnung in der Randschicht nach der zweiten Zerspanung. Das direkt unter der Oberfläche liegende Druckeigenspannungsfeld reichte nach der zweiten Zerspanung deutlich weniger tief in das Bauteil hinein. Zudem zeigte die Untersuchung eine Abnahme der Schnittkraft für die zweite Zerspanung und eine stärkere Krümmung der erzeugten Späne.

2.3 Modellierung sequenzieller Zerspanungsprozesse

Um die Betrachtung des Zerspanungsprozesses von einer reinen Wechselwirkung zwischen Werkstück und Werkzeugschneide hin zu einer ganzheitlicheren Betrachtung als fertigungstechnischen Prozess zu entwickeln, wurden in der Literatur auf Makroebene die Eigenschaften des realen Systems Werkstück-Werkzeugschneide-Werkzeugmaschine mit einbezogen. Neben Fragestellungen, welche sich dabei aus der Prozess-Maschine-Interaktion ergeben, wie die Rückkopplung der Maschinenschwingung auf den Zerspanprozess, bedeutet dies auch die Berücksichtigung der sequenziellen Zerspanung als Abfolge mehrerer Zerspanungsprozesse an einem betrachteten Bauteilausschnitt. Dabei ist die Simulation der sequenziellen Zerspanung für eine möglichst realitätsnahe Abbildung spanender Bearbeitungen nötig, wo eine mehrfache Zerspanung der Werkstückoberfläche zur Erzeugung der Geometrie-genauigkeit und der Einhaltung von Toleranzen oder aufgrund von Randbedingungen der Maschine und des Prozesses durchgeführt wird [Ee-05]. Die sequenzielle Zerspanung ergibt sich dabei durch den Einsatz vielschneidiger Werkzeuge, wie beim Fräsen oder Räumen, sowie prozessbedingt durch einen mehrfachen Eingriff derselben Schneide in das Werkstückmaterial, wie etwa bei Drehprozessen, um die gewünschte Endgeometrie des Bauteils zu erzeugen.

Die meisten der in der Literatur beschriebenen FE-Modellierungen von sequenziellen Zerspanungsprozessen lassen sich in drei großen Gruppen einordnen. Diese sind Modellansätze mit einer Schneide und einem Werkstück, Modellansätze mit mehreren modellierten Werkzeugschneiden und einem Werkstückmodell, sowie hybride Modellansätze.

2.3.1 Modellansätze mit einer Schneide

Der Effekt einer Werkstückhistorie in Form vorangegangener zerspanungsbedingter Randschichtverformungen wurde anhand der finiten Elemente Methode erstmals von Sasahara, Obikawa und Shirakashi im Jahr 1996 betrachtet [Sas-96]. In ihrer Arbeit betrachteten Sasahara et al. die Abfolge eines Schrupp- und Schlichtvorgangs für Messing sowohl experimentell, als auch numerisch mit einem Modell des orthogonalen Schnitts, wobei die jeweils im Werkstück erzeugten Eigenspannungen gegenübergestellt wurden. Zu diesem Zweck verwendeten Sasahara et al. eine Simulationssequenz, bei der zunächst eine Spanbildungssimulation bis zum Erreichen eines maximalen Zerspanwegs durchgeführt wurde, welcher mit der 20-fachen Spanungsdi-

cke definiert wurde. Anschließend wurden die Knotenkräfte auf der Spanfläche des Werkzeugs aufgehoben, was einem Entfernen der Werkzeugschneide aus dem Eingriff entspricht. In einem weiteren Schritt wurden die Verläufe der plastischen Dehnung, der Spannungskomponenten, sowie der Fließspannung entlang der Bauteiltiefe entnommen. Diese Zustandsgrößen wurden um den Betrag der Spannungsdicke in Richtung Werkstückoberfläche verschoben und auf das bereits verzerrte Netz interpoliert. Sasahara et al. modellierten in ihrer Arbeit eine einzelne Werkzeugschneide und ein Werkstück, wobei die Verzerrung der Werkstück-Elemente jeweils erhalten blieb, da die Materialtrennung ohne Neuvernetzung durch eine Knotenseparierung realisiert wurde. Für eine sequenzielle Zerspanung wurde die Simulationssequenz wiederholt durchlaufen.

Guo und Liu [Guo-02] führten eine Untersuchung des Einflusses der Spannungsdicke auf den Eigenspannungszustand bei V2A-Stahl durch. Dabei kam ein Modell, bestehend aus einem Werkstück mit quasi-unendlichen Elementen am linken, der Werkzeugschneide gegenüberliegenden Rand, und einer Werkzeugschneide zum Einsatz. Das Werkstück wurde zweimal von derselben Schneide bearbeitet, wobei der durch die erste Zerspanung erzeugte Bauteilzustand im Werkstück erhalten blieb und für den zweiten Schnitt als Anfangsbedingung zur Verfügung stand. Anhand von stationären Zerspankräften wurde das Erreichen stationärer Zerspanbedingungen definiert und die Zerspanung durch die erste Schneide beendet. Das Bauteil wurde auf Raumtemperatur abgekühlt, anschließend erfolgte die Rücknahme der Zerspankräfte und danach die der Bewegungsrandbedingungen.

In [Ee-05] wurde der Effekt einer sequenziellen zweifachen Zerspanung bei der Bearbeitung eines unlegierten C45-Stahls untersucht. Dazu wurde der Bauteilzustand nach der ersten Zerspanung in Form von Spannungskomponenten, Temperaturverteilung und plastischen Dehnungen an der rechten Werkstückseite im Nachlaufbereich der Schneide entnommen und auf der linken Seite des Werkstücks als Anfangszustand definiert. Die Ergebnisse der Untersuchung wurden gekennzeichnet durch verbleibende Eigenspannungen in der zerspannten Oberfläche nach der ersten Zerspanung, da das Material eine starke inelastische Verformung durchlief. Nach der zweiten Zerspanung befand sich das Material in einem, von den Autoren bezeichneten, Pseudo-Anfangszustand, was einen geänderten Zerspannungsvorgang zur Folge haben musste.

In [Out-06a, Out-06b] untersuchten Outeiro et al. mittels 2D-finite-Elemente-Simulation die Drehbearbeitung von austenitischem Edelstahl X2CrNiMo17-12-2 im orthogonalen Schnitt. Im Anschluss an die Spanbildungssimulation wurde das Werkzeug aus dem Kontakt zum Werkstück schrittweise entfernt und die Eigenspannungstiefenprofile über mehrere Zeitschritte gemittelt. Die Spanbildung wurde insgesamt dreimal wiederholt.

Attanasio et al. [Att-09] betrachteten den Drehprozess für C45 Stahl anhand eines 3D-Modells, bestehend aus einer modellierten Werkzeugschneide und einem kleinen Ausschnitt des Bauteils. Das Erreichen eines mechanischen Gleichgewichtszustands wurde anhand der Zerspankräfte beobachtet. Um auch einen thermischen Gleichgewichtszustand zu gewährleisten, wurde in [Att-09] nicht der Zerspanweg des einzelnen Arbeitsganges erhöht, sondern die Simulation wurde mit der nächsten sequenziellen Zerspannung fortgesetzt. Danach wurde das Werkzeug entfernt und das Werkstück auf Raumtemperatur abgekühlt. Attanasio et al. führten drei sequenzielle Zerspannungen durch, betrachteten jedoch nicht die Entwicklung der Eigenspannungen während der sequenziellen Bearbeitungen, sondern stellten die final erzeugten Eigenspannungen in den Vordergrund. Der Einfluss von Vorschubgeschwindigkeit und Eckenradius ergab eine nur qualitative Übereinstimmung mit experimentellen Ergebnissen, wobei die Autoren diese Abweichungen auf die Diskretisierung und den Neuvernetzungsalgorithmus zurückführten.

In [Deh-13] betrachteten Dehmani et al. die dreifache sequenzielle Zerspannung des Vergütungsstahls 42CrMo4 und argumentierten unter dem Verweis auf [Li-09], dass die Modellierung einer mehrfachen Zerspannung bessere Ergebnisse in der Vorhersage von Eigenspannungen liefern würde, als die Modellierung einer singulären Zerspannung. Zur modellhaften Beschreibung einer sequenziellen Zerspannung wurde ein einzelnes 2D-Werkstück nacheinander von einer Werkzeugschneide zerspannt, wobei diese jeweils um die Spanungsdicke nach unten versetzt wurde. Der dabei jeweils erzeugte Bauteilzustand blieb somit der nächsten Schneide als Anfangszustand erhalten. Dadurch ergibt sich jedoch der Nachteil, dass die Anzahl der sequenziellen Zerspannungen sowohl aufgrund der Bauteilhöhe hinsichtlich der Spanungsdicke, als auch aufgrund der Bauteillänge hinsichtlich des Zerspanwegs beschränkt ist, da am Werkstückende stets ein Span verbleibt, sich also der potentielle Zerspanweg mit jeder weiteren sequenziellen Zerspannung verkürzt. Auf die Zerspannung folgte jeweils ein Berechnungsschritt zur Abkühlung des Bauteils.

2.3.2 Modellansätze mit mehreren Schneiden

Liu und Guo [Liu-00] simulierten den Einfluss zweier sequenzieller Zerspanungen von V2A-Stahl im orthogonalen Schnitt anhand von Zerspankraft, Temperatur, Scherwinkel und Eigenspannungen. Das Modell bestand aus zwei modellierten Werkzeugschneiden und einem Werkstück, welches nacheinander zerspannt wird, wobei sich zwei Späne auf der betrachteten Bauteiloberfläche ausbildeten. Die dabei verwendete Simulationssequenz bestand aus dem Vorgang der Zerspanung und dem zweistufigen Auflösen von Randbedingungen, zuerst der Wegnahme der Zerspankräfte (was einem Entfernen der Werkzeugschneide aus dem Eingriff zum Werkstück entspricht), gefolgt vom Entfernen der Spannkkräfte am Werkstück. Anschließend wurde das somit mechanisch unbelastete Werkstück auf Raumtemperatur abgekühlt und die zweite sequenzielle Zerspanung durchgeführt. Dadurch konnte der Bauteilzustand der bearbeiteten Randschicht, bestehend aus Spannungs- und Dehnungskomponenten, der zweiten Zerspanung als Anfangszustand zur Verfügung stehen. Der jeweils zurückgelegte Zerspanweg ist jedoch nicht gleich lang und die Anzahl der simulierten Zerspanungen folglich begrenzt. Die Autoren gingen aufgrund der quasistationären Zerspankräfte jedoch von einem quasistationären Spanbildungsvorgang aus.

In der Arbeit von Kotschenreuther et al. [Kot-07] wurde der Einfluss wiederholter Zerspanungen auf die Schnittkraft und die Randschichteigenschaften bei der Mikrobearbeitung von C45 untersucht. Im Zuge der numerischen Analyse kam ein 2D-Modell des orthogonalen Schnitts unter der Annahme eines ebenen Dehnungszustands zum Einsatz, eine Validierung erfolgte über einen Vergleich der spezifischen Schnittkräfte mit experimentellen Ergebnissen. Die Autoren unterschieden bei ihrer Untersuchung zwischen drei verschiedenen Modellvarianten. Mit dem ersten Modell wurde der Einfluss einer verfestigten Randschicht getrennt untersucht, indem das Tiefenprofil der plastischen Dehnung aus der zerspannten Randschicht einer vorherigen Zerspanung als Anfangszustand auf ein neues Werkstückmodell transferiert wurde. Mit dem zweiten und dritten Modell wurden zusätzlich die Einflüsse vorhandener Temperaturfelder und Eigenspannungen berücksichtigt. Dazu wurde eine zusätzliche Schneide modelliert, so dass das Werkstück nacheinander von zwei Schneiden im Abstand von 200 μm zerspannt wurde, wobei im dritten Modell das Werkstück zwischen den Zerspanungen auf Raumtemperatur abgekühlt wurde.

Die numerische Betrachtung eines Fräsprozesses im Gleichlaufräsen für die Endbearbeitung von gehärtetem Kaltarbeitsstahl X153CrMoV12-1 anhand eines 2D-finite-Elemente-Modells führten Li et al. in [Li-09] durch. Das Werkstückmodell, dessen unzerspannte Oberfläche unter einem spezifischen Winkel geneigt ist, und die beiden modellierten Werkzeugschneiden, welche in Richtung der Spanungsdicke versetzt sind, berücksichtigten zusammen mit der Werkzeugbewegung die spezielle Prozesskinematik beim Fräsen, so dass bei der Spanbildung die Erzeugung von Kommaspänen abgebildet werden konnte. Zwei sequenzielle Zerspanungen wurden jeweils im Hinblick auf den erzeugten Eigenspannungszustand entlang mehrerer Spannungsprofile entlang der Bauteiltiefe analysiert.

In [Zha-13] wurde die Mikrobearbeitung von hochreinem Kupfer Cu-OFE untersucht, wobei die Simulation von zwei sequenziellen Zerspanungen mit einer netzfreien Methode, der sog. SPH (smooth particle hydrodynamic), erfolgte. Das Modell bildete ein Werkstück und zwei Werkzeugschneiden ab, welche um die Spanungsdicke versetzt waren. Die Schnittbewegung der zweiten Schneide setzte direkt nach Beendigung der ersten Zerspanung ein. Aus Gründen der Rechenzeit wurde bei den Simulationen die Schnittgeschwindigkeit um den 10-fachen Faktor gegenüber realen Werten erhöht.

2.3.3 Hybride Modellansätze

In der Arbeit von Sasahara et al. [Sas-04] wurde die Drehbearbeitung von Messing untersucht. Dabei kamen zwei unterschiedliche 2D-FE-Modelle zum Einsatz, um den Spannungszustand in der Randschicht nach Zerspanung durch eine 3D-Schneide abschätzen zu können. Neben einem singulären Spanbildungsmodell des orthogonalen Schnitts wurde mittels eines Verformungsmodells der Einfluss der Schneidenecke bei mehrfacher Umdrehung (sog. „multi revolution“) bzw. Zerspanung durch das Werkzeug berücksichtigt. In diesem Ersatzmodell wurden die auftretenden Verformungen durch wiederholtes Be- und Entlasten der Oberfläche durch die modellierte Schneidenecke simuliert, wobei eine sequenzielle Bearbeitung des Bauteils ohne Spanbildung über mehrere Umdrehungen hinweg abgebildet wurde. Die Autoren zeigten die quantitative Übereinstimmung der simulierten Ergebnisse mit experimentellen Daten hinsichtlich des Einflusses von Eckenradius und Vorschub auf den Eigenspannungszustand. Dabei wurden dem Experiment die berechneten Eigenspannungen nach dreifacher Be- und Entlastung, also drei Umdrehungen, gegenübergestellt. Eine expli-

zite Analyse der Eigenspannungsentwicklung während der mehrfachen Bearbeitung im Verformungsmodell fand jedoch nicht statt.

Für ihre numerische Analyse des Drehprozesses von martensitischem Edelstahl entwickelten Mondelin et al. ein hybrides Modell, bestehend aus einer 2D-ALE-Spanbildungssimulation des orthogonalen Schnitts und einem 3D-Ersatzmodell ohne Spanbildung [Mon-12]. Aus dem Spanbildungsmodell wurden die thermomechanischen Ersatzbelastungen extrahiert. Auf das 3D-Ersatzmodell wurden die Ersatzbelastungen aufgebracht und mit Schnittgeschwindigkeit über die Werkstückoberfläche bewegt. Nach jeder Zerspanung bzw. aufgebrachten Ersatzbelastungen erfolgte ein kurzer Abkühlschritt, abhängig vom Werkstückdurchmesser und der Schnittgeschwindigkeit. Die Ersatzbelastungen wurden anschließend erneut und in Vorschubrichtung verschoben aufgebracht. Am Ende der Simulationssequenz folgte ein Abkühlen auf Raumtemperatur. Es wurden sieben Umdrehungen bzw. Bearbeitungszyklen simuliert.

Valiorgue et al. beschreiben ebenfalls den Aufbau eines hybriden Modells des Drehprozesses von austenitischem Cr-Ni-Stahl, welches ein numerisches Modell mit Zerspanversuchen im orthogonalen Schnitt kombiniert [Val-12]. Das numerische Modell bildet selbst keine Spanbildung ab, sondern simuliert die Induzierung von zerspanungsbedingten Eigenspannungen über äquivalente thermo-mechanische Lastkollektive auf der Bauteiloberfläche. Die Form und Intensität der thermo-mechanischen Lasten wurden durch Zerspanversuche ermittelt. Über Reibungsversuche können zusätzlich die thermischen und mechanischen Lasten an den Kontaktflächen zwischen Werkzeug und Werkstück berücksichtigt werden. Die beim Drehen stattfindende mehrfache Zerspanung an der Bauteiloberfläche wurde im numerischen Modell in der Weise berücksichtigt, dass der Bereich, auf welchen die Lastkollektive aufgebracht werden, in Abhängigkeit der Vorschubwerte versetzt wird, wobei sich die Bereiche jeweils überlappen.

In der Arbeit von Kortabarria et al. [Kor-13] wurde ein FE-Modell zur Vorhersage der Eigenspannungen bei der Drehbearbeitung von Inconel 718 entwickelt. Das hybride Modell lehnte sich an Arbeiten von Mondelin et al. an und bestand ebenfalls aus zwei Untermodellen. Ein in Deform umgesetztes 3D-Modell bildete dabei die eigentliche Spanbildung dreidimensional ab und diente der Erzeugung von Spannungs-, Dehnungs- und Temperaturfeldern in der Randschicht. Diese Ergebnisgrößen wurden extrahiert und anschließend an ein Ersatzmodell in Abaqus Standard übergeben, wel-

ches drei Bearbeitungszyklen simulierte, ohne die Werkzeugschneide selbst oder einen expliziten Spanbildungsprozess abzubilden. Im Ersatzmodell wurde die Kinematik der Werkzeugbewegung relativ zum Werkstück hinterlegt, so dass für die nächste Bearbeitung die Temperatur-, Spannungs- und Dehnungsfelder an der aktualisierten Werkzeugposition aufgebracht und zu dem durch die vorige Zerspanung erzeugten Bauteilzustand addiert werden konnten. Die Autoren verglichen die Endergebnisse der mehrfachen Zerspanungssimulation sowohl mit experimentellen Daten als auch mit den Ergebnissen einer singulären Zerspanungssimulation und konnten für die sequenzielle Zerspanung eine deutlich bessere Übereinstimmung zum Experiment feststellen. Eine Analyse der Eigenspannungsentwicklung während der sequenziellen Zerspanung fand nicht statt.

2.3.4 Fazit zur Simulation der sequenziellen Zerspanung

Modellansätze mit einer einzigen Schneide und einem einzigen Werkstückmodell haben den Vorteil, eine theoretisch unbegrenzte Anzahl an sequenziellen Zerspanungen zu simulieren. Der nach erfolgter Zerspanung jeweils stattfindende Übertrag des Randschichtzustandes auf ein spannungs- und dehnungsfreies Werkstückmodell mit unverzerrtem Netz lässt sich dabei wiederholt durchlaufen.

Modellansätze mit mehreren modellierten Werkzeugschneiden und einem einzigen Werkstückmodell haben den Vorteil, dass der erzeugte Randschichtzustand im Werkstückmodell verbleibt und so der nachfolgenden Schneide direkt als Anfangszustand dient. Die Anzahl der durchführbaren Zerspanungen sind dabei allerdings modellbedingt begrenzt.

Hybride Modelle erlauben teilweise die Abbildung der Spanbildung in 3D, da diese nur einmal berechnet wird, um die auf das Ersatzmodell zu übertragenden Ergebnisgrößen zu erzeugen. Nachteile der starken Abstrahierung ohne Spanbildung sind das fehlende Durchlaufen einer Zone hoher plastischer Verformungen und hoher Dehnraten der modellierten Randschicht. Zudem ist das Abbilden der Reibverhältnisse an der zerspannten Oberfläche im Ersatzmodell ohne Spanbildung, sowie des Wärmeflusses im fehlenden Kontakt zwischen Spanfläche und Span, kritisch.

Bezüglich der Anzahl der simulierten sequenziellen Zerspanungen lassen sich folgende Defizite feststellen. Die überwiegend kleine Anzahl aufeinanderfolgender Zerspanungen genügt nicht den Anforderungen, um ein reales spanendes Fertigungsverfahren abzubilden, wo meist deutlich mehr als zwei Zerspanungsvorgänge stattfinden,

um die gewünschte Endgeometrie herzustellen. Das gezielte Einstellen der Randschichteigenschaften, v.a. dem Eigenspannungszustand, mittels wiederholter Zerspanung der Bauteiloberfläche wird in der Literatur einerseits als großes Potential dargestellt, andererseits liegen in den meisten Arbeiten nur zwei sequenzielle Zerspannungen vor, ohne ausreichender Kenntnis der Eigenspannungsentwicklung über mehrere Zerspannungen hinweg, wie es in realen Fertigungsprozessen der Fall ist.

2.4 Berücksichtigung der Prozesskette in der Simulation von Zerspanungsprozessen

2.4.1 Modellierung von Prozessketten

Die Modellierung und Simulation von fertigungstechnischen Prozessketten sind nach Afazov et al. von großer Bedeutung, um etwaigen durch die Fertigungsprozesse ins Bauteil eingebrachten negativen Effekten entgegenzuwirken und die spätere Lebensdauer des Bauteils während der Herstellung zu erhöhen [Afa-13]. Fertigungstechnische Prozessketten sind in ihrer Konfiguration so vielfältig wie es Bauteile gibt. Die resultierenden Bauteileigenschaften entstehen dabei schrittweise durch die spezifische Beeinflussung eines jeden durchlaufenen Teilprozesses. Nach Straube et al. wurden diese Abhängigkeiten entlang einer fertigungstechnischen Prozesskette bis zum Jahre 2003 in der Simulation nicht berücksichtigt. Als Folge war eine simulative Vorhersage des resultierenden Bauteilzustands, charakterisiert durch z.B. Eigenspannungen und Verzug, nicht oder nur sehr schwierig möglich [Str-03]. Dieser Bedarf, die hochkomplexen Zusammenhänge von Ursache und Wirkung innerhalb von Prozessketten zufriedenstellend zu verstehen, wurde später ebenfalls von Klein et al. bekräftigt. Dabei stehen vor allem die Randschichteigenschaften im Vordergrund, welche durch jeden Teilprozess, dessen Parameter, sowie durch die Reihenfolge und die jeweiligen Prozesskombinationen beeinflusst werden [Kle-11].

Bei der prozessübergreifenden Simulation in der Arbeit von Straube et al. mussten neben unterschiedlichen FE-Netzen auch verschiedene Softwaretools und unterschiedliche große Bauteilbereiche bzw. Betrachtungsebenen berücksichtigt werden [Str-03]. Das betrachtete Gussbauteil wurde in der Wärmebehandlung auf einer makroskopischen und für den Zerspanungsvorgang auf einer mesoskopischen Betrachtungsebene abgebildet. Eine unterschiedlich detaillierte Vernetzung findet sich auch in der Arbeit von Hyun et al. [Hyu-04], wo sich die jeweils interessierenden Bauteilberei-

che je nach Teilprozess änderten und zur Entwicklung einer adaptiven Neuvernetzung führten.

Die steigende Bedeutung des Einsatzes von virtuellen Prototypen beschreibt auch Johansson et al. bei der Planung von Produkten und vor allem bei deren Fertigung, wodurch Probleme innerhalb der Prozesskette vorhergesagt werden können. Der Austausch von Informationen zwischen unterschiedlichen Simulationen verschiedener Teilprozesse, und damit auch zwischen verschiedenen FE-Netzen, macht die virtuelle Fertigung zu einem mächtigen Werkzeug und erlaubt so die Optimierung wichtiger Faktoren, wie Herstellbarkeit, Endkontur, Eigenspannungen und Lebensdauerschätzungen [Joh-04].

Der Optimierung der Eigenspannungen als Träger des Verzugspotentials wird in der Arbeit von [Bri-07] große Bedeutung zugeschrieben. Die Voraussetzung dazu ist die ganzheitliche Betrachtung der Prozesskette. Die Implementierung einer solchen prozessübergreifenden Optimierungs- und Kompensationsstrategie wurde bspw. mit einzeln ansteuerbaren Gasdüsen für ein Abschreckmedium bei [Goc-09] umgesetzt.

Das große Potential einer simulativ abgebildeten Prozesskette hinsichtlich der Wirtschaftlichkeit, wurde bei Pietrzyk et al. am Beispiel der Prozessabfolge Wärmebehandlung, Ziehen, Schmieden, Zerspanen und Walzen deutlich [Pie-08]. Innerhalb der simulierten Prozesskette konnte der dreistufige Schmiedeprozess auf die Erreichung einer möglichst homogenen Korngröße eingestellt werden, durch eine Optimierung der Dehnungen, Haltezeiten und Abkühlraten. Für das mehrstufige Schmieden fanden die Simulationen in einem Modell statt, ohne einer nötigen Übertragung der Ergebnisse auf die jeweilige nächste Stufe.

Die Herstellung von Leichtbaukomponenten erfordert ein hohes Maß an Wissen bezüglich der resultierenden Bauteileigenschaften, allen voran Verzug und Eigenspannungen [Zae-09]. Bei dem Beispiel einer Prozesskette aus Extrusion, Fräsen und Schweißen wurde der erste Teilprozess vereinfacht nur über das Abkühlen betrachtet, der Fräsprozess wurde ebenfalls als abstrahiertes Modell abgebildet. Zur Verknüpfung der einzeln abgebildeten Teilprozesse wurden nach der Extrusionssimulation Informationen über Knotenpositionen, Elemente und Spannungskomponenten als Ergebnisse in ein ASCII-Format exportiert. Über eigens entwickelte Konvertierungsskripte wurden die Eigenspannungen den Knoten in der Fräsimulation als Anfangszustand beaufschlagt

Den Einfluss verschiedener Prozessreihenfolgen untersuchten Husson et al. [Hus-12] für eine fiktive Prozesskette und validierten die Simulationsergebnisse mit Experimenten. Dabei wurde zunächst ein definierter initialer Eigenspannungszustand initiiert, gefolgt von den Teilprozessen Bohren und Drehen. In einer zweiten fiktiven Prozesskette wurde dann die Reihenfolge der Teilprozesse vertauscht. Die initialen Eigenspannungstiefenverläufe wurden dabei willkürlich gewählt und möglichst so hoch, dass die erwarteten Einflüsse auf das Ergebnis deutlich zu sehen waren.

Einen umfangreichen Beitrag zur Modellierung und Simulation von Prozessketten lieferte Afazov [Afa-13]. Er gibt eine ausführliche Motivation für diesen simulativen Ansatz. Die meisten Bauteile aus dem Bereich der Luftfahrt, Automotive, Energie oder Medizin werden in einer bestimmten Abfolge von Bearbeitungsprozessen hergestellt, mit dem Ziel, die jeweilig gesetzten Anforderungen zu erfüllen. Diese umfassen, wie Afazov ausführte, neben geometrischen Toleranzen, Kosten, Produktlebenszeit, Herstelldauer und Losgröße auch die Randschichteigenschaften, bestehend aus Oberflächenqualität, Gefüge, Korngröße und -orientierung, Oberflächenhärte und Eigenspannungen. Dabei findet die jeweils maßgebliche Beeinflussung der Bauteileigenschaften auf verschiedenen Betrachtungsebenen – nano, mikro, meso, makro – statt. Die Simulation von Prozessketten hat das Ziel, diese Eigenschaften zu optimieren, die beim Herstellungsprozess entstandenen Mängel zu minimieren und so die Lebensdauer zu erhöhen. Beim Prozesskettengedanken spielt daher die Optimierung des Eigenspannungszustandes für die einzelnen Teilprozesse und die gesamte Prozesskette eine große Rolle im Hinblick auf eine Lebensdauerbetrachtung. Für die daraus resultierende Notwendigkeit, die zuletzt berechneten Ergebnisgrößen dem folgenden Teilprozess als Anfangsbedingungen zu übertragen, entwickelte Afazov ein System zum Austausch von FE-Daten, FEDES (Finite Element Data Exchange System), welches auch in [Scr-15] Anwendung findet. Dabei wies Afazov auf drei mögliche Fehlerquellen bei der Daten-Übertragung im Rahmen einer Prozesskettenmodellierung hin: Fehler beim Extrapolieren von Größen von den Integrations- zu den Knotenpunkten, Fehler aufgrund sehr unterschiedlicher FE-Netze und Fehler aufgrund einer Abweichung zwischen den übertragenen Größen und denen des neu berechneten Gleichgewichtszustands im neuen Modell.

Eine durchgängige Materialmodellierung zur Abbildung unterschiedlicher Vorgänge im Material beim Durchlaufen der Prozesse Tiefziehen, Zerspanen und Wärmebehandlung für ein Stahlblech stand bei Barthel et al. im Vordergrund [Bar-13]. Das thermo-

elastische, visko-plastische Materialmodell berücksichtigt sowohl eine isotrope als auch anisotrope Verfestigung und wird während der Wärmebehandlung zusätzlich mit einer thermisch induzierten Phasenumwandlung kombiniert. Die drei Teilprozesse wurden in einem numerischen Modell berechnet, so dass eine Übertragung von Ergebnisgrößen für den nächsten Teilprozess nicht nötig ist. Der Teilprozess Zerspanen wurde dabei vereinfacht ohne Spanbildung abgebildet.

Bähre und Brünnel et al. untersuchten eine Prozesskette bestehend aus Kaltstrecken und anschließendem Zerspanen, wie Bohren und Reiben, welche bei Bauteilen für Common-Rail-Diesel-Motoren eingesetzt wird [Bäh-11, Brü-14]. In der simulativen Abbildung wurde das Kaltziehen abstrahiert dargestellt und der anschließende Zerspanprozess, als letzter Teilprozess in der Betrachtung, detaillierter mit Werkstück-Werkzeug-Kontakt und Spanbildung. Die verkettete Betrachtung der Teilprozesse konnte so zu einer Optimierung der Auslegung von druckbeaufschlagten Komponenten beitragen.

Fazit zur Berücksichtigung der Prozesskette für Zerspanungssimulationen

Die Aufgabe bei der Berücksichtigung der Prozesskette in der Simulation besteht in einer Verknüpfung mindestens zweier Teilprozesse, wobei der Fokus des Interesses meist auf dem in der betrachteten Abfolge letzten Teilprozess liegt, da dieser den resultierenden Bauteilzustand erzeugt. Der Ansatz, einen initialen Eigenspannungszustand im modellierten Werkstück als Anfangsbedingung zu definieren, wie er bspw. bei Husson et al. eingesetzt wird, ist universell und erlaubt einerseits die detaillierte Betrachtung eines ausgewählten Teilprozesses und berücksichtigt gleichzeitig dessen Beeinflussung durch die Bearbeitungshistorie des betrachteten Bauteils.

2.4.2 Einfluss der Prozesskette auf die Eigenspannungsentwicklung

Bei Straube et al. wird die Bearbeitung eines Zylinderkopfs aus der Aluminiumlegierung AlSi7Mg durch die Teilprozesse Wärmebehandlung und anschließende Zerspanung untersucht [Str-03]. Als Ergebnis zeigt sich der Einfluss der Bearbeitungshistorie auf die Zerspanung während der Simulation des Fräsprozesses, wenn die Spannungen und Verschiebungen aus der Wärmebehandlungssimulation berücksichtigt werden. Die dabei untersuchten Vergleichsspannungswerte liegen zwischen 0 bis 190 MPa für den neutralen Ausgangszustand ohne vorangegangene Wärmebehandlung. Wird die Wärmebehandlung bei der Bearbeitung von Lagerringen für den nachfolgenden Zerspanungsprozess berücksichtigt, betragen die Spannungswerte 13 bis

290 MPa. Für eine einzelne Spannungskomponente betragen die Spannungen -160 bis 34 MPa bzw. -280 bis 23 MPa bei Berücksichtigung der Bearbeitungshistorie. Der Einfluss der Prozessverkettung in der Simulation zeigt sich in einem mit bis zu 120 MPa deutlichen Unterschied der Vergleichsspannungen während der Zerspanung. Straube et al. analysieren zwar die aus dem Fräsprozess resultierenden Eigenspannungen nicht, jedoch ist zu erwarten, dass sich die Differenz der Vergleichsspannungen und deren Komponenten auch auf die Eigenspannungen auswirkt.

Nach dem Kaltziehen des austenitischen Stahls X2CrNiMo17-12-2 liegen tiefreichende Druckeigenspannungen vor. Den Einfluss des Kaltziehprozesses auf die folgende Zerspanung des Bauteils mittels Bohren und Reiben untersuchen Bähre et al. simulativ mit zwei unterschiedlichen Modellen [Bäh-11]. Beim ersten Modell wird die Zerspanung durch das Löschen von Elementen, ohne Modellierung eines Werkzeug-Werkstück-Kontaktes simuliert. Die durch das Kaltziehen induzierten Druckeigenspannungen von ca. -600 MPa werden dabei deutlich auf weniger als -100 MPa reduziert, was auf eine Spannungsumlagerung nach Löschen der Elemente zurückzuführen ist. Im zweiten Modell besteht ein Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück und die Elementlöschung wird bei Erreichen eines definierten Schadenskriteriums durchgeführt. Hier nehmen die durch das Kaltziehen induzierten Druckeigenspannungen durch anschließendes Bohren und Reiben deutlich ab, um ca. 250 MPa. Die Zerspanungsprozesse induzieren zusätzliche Eigenspannungen und führen zu einem Rückgang der Druckeigenspannungen, wobei die beim Zerspanen erzeugten Eigenspannungen den initialen Eigenspannungstiefenverlauf bis zu einer bestimmten Tiefe dominieren. Wird nur die Spannungsumlagerung betrachtet, wird der Rückgang der durch das Kaltziehen verursachten Druckeigenspannungen überschätzt.

Die Möglichkeit, die Eigenspannungsentwicklung positiv zu beeinflussen, wenn die Bearbeitungshistorie in der Simulation zweier Teilprozesse berücksichtigt wird, untersucht Herbert et al. bei der Bearbeitung einer Nickelbasis-Superlegierung [Her-12]. Dabei wird eine Abfolge aus Schrupp- und Schlicht-Prozess in Form von Bohren und Tauchfräsen analysiert. Beim Bohren werden zunächst absichtlich durch die Wahl schlechter Zerspanbedingungen sog. „white layer“ erzeugt. Anschließend wird untersucht mit welchen Prozessparametern beim Schlichten eine Minimierung oder Beseitigung dieser negativen Eigenschaften der oberflächennahen Materialbereiche erreicht werden kann. Nach dem Bohren stellen sich Zugeigenspannungen von bis zu 1500 MPa ein. Mit einer Optimierung der Zerspanungsparameter beim Tauchfräsen

können diese Zugeigenspannungen beseitigt und teils in Druckeigenspannungen umgewandelt werden.

Den Einfluss vorhandener Eigenspannungen in einem Bauteil untersucht Husson et al. für zwei unterschiedliche Prozessreihenfolgen bei der Bearbeitung einer Getriebewelle aus dem Einsatzstahl 20MnCr5 [Hus-12]. Zunächst werden dazu Eigenspannungen als Anfangsbedingungen vorgegeben, welche in radialer Richtung einen abnehmenden Verlauf von 700 MPa im Innern auf -600 MPa auf der Außenseite aufweisen. Das Bauteil wird in der ersten Prozesskette zuerst mit einer Durchgangsbohrung versehen, dann durch Außendrehen bearbeitet. In der zweiten Prozesskette wird diese Reihenfolge vertauscht. Die beiden abstrahierten Prozesse finden unter sonst gleichen Randbedingungen statt, tragen ein identisches Materialvolumen ab und induzieren selbst keine Eigenspannungen. Der resultierende Eigenspannungszustand wird demnach nur durch die Bearbeitungsreihenfolge beeinflusst. Die erste Prozesskette ergibt Zugeigenspannungen mit 300 MPa und einem starken Gradienten im Innern. Zur Außenseite nehmen die Eigenspannungen auf -20 MPa ab. Die zweite Prozessabfolge führt zu einem breiteren Eigenspannungsfeld mit geringeren Werten von 100 MPa und kleineren Gradienten im Innern, wobei die Druckeigenspannungen zur Außenseite hin ca. -50 MPa betragen. Der am Ende der Prozesskette resultierende Eigenspannungszustand unterscheidet sich je nach Bearbeitungsreihenfolge, also der Bearbeitungs Historie, um 200 MPa.

2.5 Fazit zur Beeinflussung der Eigenspannungsentwicklung bei Zerspanungsprozessen

Ein zunehmend positiver Spanwinkel am Schneidkeil führt in aller Regel zu einer Zunahme von Zugeigenspannungen, ein negativer Spanwinkel resultiert dagegen vermehrt in stärkeren Druckeigenspannungen, welche sich tendenziell in tiefere Materialbereiche verschieben. Dies ist in zunehmenden Schnittkräften und dominierenden mechanischen Effekten begründet, sowie einer stärkerer plastischen Verformung des Materials in der Zerspanzone. Zudem tritt bei abnehmendem Spanwinkel eine verstärkte Spanhaftung an der Schneide auf, wodurch die Bildung von Aufbauschneiden begünstigt wird. Der dabei entstehende lokale „effektive Spanwinkel“ ist nach [Mig-09] kleiner (mathematisch negativer) als der eigentliche Spanwinkel und führt zu sinkenden Zugeigenspannungen.

Ein zunehmender Schneidkantenradius führt zu zunehmenden Zugeigenspannungen an der Bauteiloberfläche. Der dabei höhere Wärmeeintrag wird durch die Wärmeentwicklung durch höhere Reibung und plastische Materialumformung verstärkt. Gleichzeitig kann es unterhalb der Oberfläche zu einer Zunahme von Druckeigenspannungen kommen, da ein großer Schneidkantenradius einen größeren Druckeffekt ausübt.

Mit zunehmender Spannungsdicke (entspricht einer abnehmenden relativen Schärfe) nehmen die Zugeigenspannungen an der Oberfläche meist zu. Dieser Einfluss ist auf thermische Effekte aufgrund der Vergrößerung der Zerspannungszone zurückzuführen und auf die durch Reibung und plastische Deformation erzeugte Wärme.

In der Regel führt eine steigende Schnittgeschwindigkeit insgesamt zu einer Abnahme der Zugeigenspannungen. Dabei spielen zunächst bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten dominierende thermische Faktoren eine wichtige Rolle, die zur Entstehung von Zugeigenspannungen beitragen. Dieser thermisch bedingte Einfluss nimmt mit steigender Schnittgeschwindigkeit tendenziell ab, da dann eine größere Wärmemenge aufgrund der hohen Zerspanrate abgeführt wird. Als Folge findet ein geringerer Wärmeeintrag in die bearbeitete Werkstückoberfläche statt. Die zunehmend dominierenden mechanischen Effekte verschieben die Eigenspannungen zunehmend in den Druckbereich.

Mit höheren Vorschüben nehmen die Zugeigenspannungen an der Bauteiloberfläche aufgrund eines Temperaturanstiegs zu. Ein zunehmender Vorschub führt zu größeren Spannungsdicken und damit zu einer verstärkten Wärmeentwicklung, aufgrund erhöhter Reibung und plastischer Deformationsarbeit. In tieferen Bereichen der Randschicht nehmen gleichzeitig die Druckeigenspannungen zu, da größere Vorschübe zu einer Druckzunahme an der Materialoberfläche führen.

Steigende Reibwerte führen zu abnehmenden Zugeigenspannungen an der Oberfläche und tendenziell zu mehr Druckeigenspannungen. Dies ist in einer, aufgrund hoher Reibung vergrößerten vor der Schneide liegenden, Zone mit sehr niedrigen Relativgeschwindigkeiten des Werkstückmaterials begründet. Dadurch entsteht ein Effekt ähnlich einer Aufbauschneide, wodurch sich lokal ein mathematisch negativerer Spanwinkel einstellt, welcher in Verminderung von Zugeigenspannungen resultiert.

Der teils in der Literatur aufgezeigte abnehmende Einfluss der sequenziellen Zerspannung auf den Eigenspannungszustand lässt auf das Erreichen eines quasistationären Zustands bei ausreichender Anzahl wiederholter Zerspannungen schließen. Ein-

zelne Arbeiten, wie die von Valiorgue et al., beschreiben bei der Eigenspannungsentwicklung das Ausbilden eines stationären Zustands an der Bauteiloberfläche, bei insgesamt fünf untersuchten sequenziellen Zerspanungen. Anhand der Literatur ist dazu aufgrund der untersuchten geringen Anzahl sequenzieller Zerspanungsschritte keine abschließende Aussage möglich. Für die in der Literatur betrachteten sequenziellen Zerspanungen ergibt sich aktuell noch kein einheitliches Bild mit teilweise gegensätzlichen Einflüssen auf die Eigenspannungsentwicklung. So führen die Autoren zwar den Einfluss der sequenziellen Zerspanung auf die Eigenspannungsentwicklung auf eine verfestigte Randschicht zurück, welche eine höhere Härte und einen größeren Werkstoffwiderstand gegen plastische Verformung bedeutet [Liu-00, Kot-07, Zha-13], sowie auf thermische Effekte aufgrund im Werkstück verbleibender Wärme [Kot-07, Deh-13]. Andererseits ergeben sich unterschiedliche, zum Teil gegensätzliche Auswirkungen einer sequenziellen Zerspanung auf die Zerspankräfte und auf die Eigenspannungsentwicklung in der Randschicht. Dies ist für die Eigenspannungen in Tabelle 2-1 zusammengefasst. Diese unterschiedlichen Ergebnisse sind zum einen auf die große Anzahl unterschiedlicher Werkstoffe, Materialmodellierungen, sowie abgebildeter Prozesse und ihren spezifischen Randbedingungen und letztlich auch auf die verschiedenen eingesetzten Simulationstools zurückzuführen. Zum anderen gibt es jedoch bisher auch für einzelne Prozessbetrachtungen keine detaillierte Parameterstudie, welche das Systemverhalten unter Berücksichtigung von Prozessführung, Werkzeuggeometrie und der aus einer Prozesskette resultierenden Bearbeitungshistorie analysiert, um ein umfassendes Vorhersagemodell zu entwickeln, so dass sich bisherige Erkenntnisse oft nur auf einen einzelnen Parametersatz bzw. auf einen sehr kleinen Parameterraum beziehen. Es ist abschließend festzustellen, dass es bisher noch keine einheitliche Aussage über den Einfluss der sequenziellen Zerspanung auf die Eigenspannungsentwicklung gibt.

Eine Prozessverkettung in der Simulation zur Berücksichtigung der Bearbeitungshistorie des Bauteils zeigt zusammenfassend einen deutlichen Einfluss auf die resultierenden Eigenspannungen. Die Zerspanung induziert zum einen weitere Eigenspannungen in das bereits spannungsbehaftete Material, zum anderen kommt es als Folge des Materialabtrags zu Spannungsumlagerungen. Durch die Wahl der Prozessparameter und der Prozessabfolge können die zuvor erzeugten Eigenspannungszustände im nachgelagerten Teilprozess Zerspanung, abhängig von den spezifischen Eigenschaften der jeweiligen Teilprozesse, teils deutlich beeinflusst werden.

Tabelle 2-1: Einfluss sequenzieller Zerspanung auf den Eigenspannungszustand in der Literatur

σ^{ES} Oberfläche		σ^{ES} -Feld in Randschicht		Tiefe σ_{max}^{ES}	Tiefe der σ^{ES}	Anzahl sequenzieller Zerspanungen	Quelle
Zug	Druck	Zug	Druck				
-						4	[Sas-96]
-			+	0	--	2	[Liu-00]
++			-	++		2	[Guo-02]
0		0			--	2	[Ee-05]
++		++			++	3	[Out-06a,b]
			++			2	[Li-09]
+			-		-	3	[Deh-13]
	--		+		++	2	[Zah-13]

Zunahme (+), starke Zunahme (++), Abnahme (-), starke Abnahme (--), geringer Einfluss (0)

3 Zielsetzung der Arbeit und Vorgehensweise

Da die sequenzielle Zerspanung in der Simulation bisher mit nur wenigen Zerspanungsvorgängen modelliert worden ist, was einem realen Fertigungsprozess nur ungenügend entspricht, und es noch keine detaillierte Untersuchung zur Entwicklung des resultierenden Eigenspannungszustandes aus einer fortlaufenden sequenziellen Zerspanung gibt, ist das Ziel der vorliegenden Arbeit die Entwicklung eines numerischen Prozessmodells des Räumverfahrens. Durch eine systematische Analyse des Räumprozesses soll es möglich werden, die Entwicklung der Eigenspannungen in der Randschicht in Abhängigkeit einer mehrfachen Zerspanung und variabler Prozessstellgrößen vorherzusagen und damit den Zerspanprozess als Teil einer Prozesskette hinsichtlich Produktivität und Bauteileigenschaften optimieren zu können.

Hierfür soll das Räumverfahren in ein geeignetes zweidimensionales FE-Zerspanungsmodell im orthogonalen Schnitt überführt werden. Dabei muss das Materialverhalten des Einsatzstahls 20MnCr5 in einem Materialmodell implementiert werden, welches die wesentlichen physikalischen Eigenschaften sowie die Beschreibung des thermo-mechanischen Verformungsverhaltens beinhaltet. Zur simulativen Abbildung des Zerspanungsprozesses muss zudem die Materialtrennung in der Werkstückoberfläche realisiert werden. Damit soll möglichst kein Informationsverlust eintreten, da gerade die Kenntnis des Eigenspannungstiefenverlaufs in der Randschicht mit hoher Auflösung für die Analyse der Eigenspannungsentwicklung von großer Bedeutung ist. Dies kann mit dem Einsatz einer Neuvernetzung erreicht werden.

Als weiterer Schritt muss die Modellierung zur Beschreibung eines einzelnen, singulären Zerspanungsprozesses erweitert werden, um eine hochgradig sequenzielle Zerspanung in der Simulation zu erlauben. Wie aus dem Kenntnisstand hervorgeht, wurde bis jetzt nur eine kleine Anzahl sequenzieller Zerspanungen betrachtet, was nicht ausreichend ist, um eine Aussage über die Eigenspannungsentwicklung bei sequenziellen Zerspanungsprozessen zu treffen, da bei einem realen Fertigungsprozess eine große Anzahl von Zerspanungsoperationen stattfindet. Daraus ergibt sich als Forderung an die Modellierung, eine vielfache Zerspanung nicht systembedingt zu begrenzen. Aus den im Kenntnisstand beschriebenen Modellierungsansätzen ist die Abbildung der sequenziellen Zerspanung über die Modellierung einer einzelnen Werkzeugschneide und einem Werkstück am vielversprechendsten, da eine, nur durch die Rechenzeit und nicht durch Randbedingungen begrenzte, Anzahl sequenzieller Zer-

spanungen möglich ist. Dazu muss der jeweils aus einer Zerspanung resultierende Randschichtzustand in geeigneter Weise der folgenden Zerspanungssimulation als Anfangszustand zur Verfügung gestellt werden, was durch eine Übertragung relevanter Ergebnisgrößen zwischen zwei aufeinanderfolgenden Berechnungen realisiert werden kann. Dabei sollen die kinematischen Randbedingungen des Räumprozesses berücksichtigt werden, wozu die Implementierung einer Simulationssequenz nötig ist, welche die Teilung im Räumwerkzeug abbildet. Das Werkstückmodell soll dabei in Abhängigkeit von der Größe der Teilung und der Schnittgeschwindigkeit mechanisch unbelastet sein und sich abkühlen, bevor die Zerspanung durch die nächste folgende Schneide stattfindet. Danach muss in einem zusätzlichen Schritt das mechanisch unbelastete Werkstück bis auf Raumtemperatur abgekühlt werden, um die jeweilige Auswirkung des andauernden sequenziellen Zerspanungsprozesses und der spezifischen Prozessführung auf die Entwicklung der Eigenspannungen analysieren zu können.

Die bei der Zerspanung induzierten Eigenspannungen hängen ab von der vorherrschenden Wirkung thermischer und mechanischer Effekte. Die damit verbundenen thermischen und mechanischen Größen, wie Temperaturgradienten, elastische und plastische Deformationen, sind über den Zerspanweg der Schneide nicht konstant. Eine Voraussetzung für die Analyse der resultierenden Eigenspannungen in der Simulation ist das Vorhandensein eines thermo-mechanischen Gleichgewichts in der Randschicht während der Zerspanung, da sonst die potenziellen Einflüsse variierteter Prozessstellgrößen auf die Eigenspannungsentwicklung nicht eindeutig identifiziert werden können. Gleichzeitig soll eine große Anzahl an sequenziellen Zerspanungen ausgeführt werden, die sich ihrerseits durch eine möglichst kurze Berechnungszeit auszeichnen. Es bedarf also einerseits eines ausreichend langen Zerspanwegs, um ein thermo-mechanisches Gleichgewicht zu erreichen und andererseits einer möglichst kurzen Berechnungszeit, um eine größere Anzahl an sequenziellen Zerspanungen simulieren zu können. Um diesen gegensätzlichen Forderungen gerecht zu werden, muss ein Abbruchkriterium entwickelt werden, welches das Erreichen eines thermo-mechanischen Gleichgewichts und damit eines quasi-stationären Zustandes der Randschicht detektiert, welcher der jeweils folgenden Zerspanung als Anfangszustand übergeben werden kann.

Das numerische Modell zur Abbildung einer sequenziellen Zerspanung soll anschließend anhand der Prozessgrößen Temperatur, Schnittkraft und resultierende Eigen-

spannungen validiert werden. Dazu können Ergebnisse aus experimentellen Räumversuchen im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 herangezogen werden, in Form von Temperatur- und Kraftmessungen, sowie der röntgenographischen Eigenspannungsmessung.

Das validierte numerische Modell der sequenziellen Zerspanung soll zur Analyse der Eigenspannungsentwicklung eingesetzt werden, um das Prozessverständnis beim Räumen zu erhöhen. Dabei werden, neben der Anzahl der sequenziellen Zerspanungen, die Prozessstellgrößen im Hinblick auf Schneidkantengeometrie, sowie Werkzeug- und Zerspanungsparameter variiert und deren Einfluss auf die Eigenspannungsentwicklung untersucht. Zusätzlich wird auch der Einfluss einer Bearbeitungshistorie des modellierten Werkstücks in Form von initialen Eigenspannungszuständen berücksichtigt. Um die Abhängigkeit des Eigenspannungszustands von den Prozessstellgrößen zu beschreiben, muss der Eigenspannungstiefenverlauf in der Randschicht zunächst in geeigneter Weise charakterisiert werden.

Die in der numerischen Analyse identifizierten univariaten Abhängigkeiten der den Eigenspannungstiefenverlauf beschreibenden charakteristischen Merkmalen von den untersuchten Prozessstellgrößen sollen in die Entwicklung eines Regressionsmodells einfließen. Damit soll anschließend die Aussagefähigkeit eines analytischen Modells gegenüber der numerischen Modellierung untersucht werden.

4 Versuchsführung und –werkstoff

In der vorliegenden Arbeit dient das Räumverfahren als Beispiel für einen spanenden Fertigungsverfahren, bei dem die gewünschte Endgeometrie des Bauteils durch eine mehrfache Spanabnahme erreicht wird. Für einen betrachteten Bauteilausschnitt, bestehend aus der Bauteiloberfläche, der Bauteilrandschicht und den darunterliegenden tieferen Materialbereichen bedeutet dies eine sequenzielle Zerspanung von aufeinanderfolgenden, sich in Schnittrichtung bewegenden Werkzeugschneiden bzw. deren Schneidkanten, je nach Dimension des betrachteten Ausschnitts. Das Räumen gehört nach [DIN 8589-0] zu den spanenden Fertigungsverfahren mit geometrisch bestimmter Schneide. Dabei findet das Spanen mit einem mehrzahnigen Werkzeug statt, bei dem die Schneidzähne hintereinander liegen und jeweils in ihrer Höhe um die Spanungsdicke gestaffelt sind. In Abbildung 4.1 sind dazu schematisch die Werkzeugparameter beim Räumverfahren dargestellt. Das Besondere am Räumverfahren ist die zur vorhandenen Schnittbewegung fehlende zusätzliche Vorschubbewegung, welche durch die Staffelung der Schneidzähne ersetzt wird. Da beim Räumen der Arbeitsvorgang mit einem Arbeitshub des Räumwerkzeugs vollendet ist und somit die Werkstückoberfläche fertig bearbeitet wird, weisen die letzten Schneidzähne des Werkzeugs das gewünschte Profil der Werkstückoberfläche auf [DIN 8589-5].

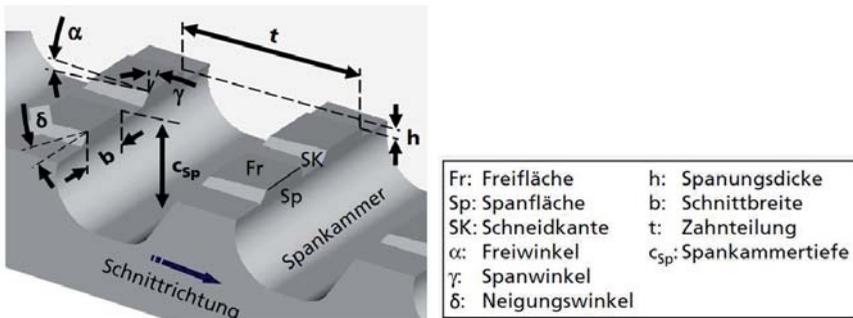


Abbildung 4.1: Werkzeugparameter beim Räumverfahren [Lan-05]

4.1 Räumwerkzeug und –einrichtung

Im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 „Prozessketten in der Fertigung: Wechselwirkung, Modellbildung und Bewertung von Prozesszonen“ wurden Zerspanungsversuche im Außenräumen durchgeführt, mit der Zielsetzung einer Charakterisierung und

Analyse des Räumprozesses als Teilprozess einer mehrstufigen Fertigungsprozesskette [Sch-12b, Str-12]. Bei den Zerspanungsversuchen kam eine Räumnadel mit 3x88 Schneidzähnen zum Einsatz, siehe Abbildung 4.2. Der Werkzeugkörper besteht aus Schnellarbeitsstahl (HSS) dessen Schneidkanten mit einer TiAlN Beschichtung versehen sind. Die in das Werkzeug integrierte Staffelung der Schneidzähne, die Spannungsdicke, beträgt $40\ \mu\text{m}$. Die jeweilige Geometrie der Schneidkanten ist über einen Freiwinkel von $\alpha = 2^\circ$, einem positiven Spanwinkel von $\gamma = 16^\circ$, sowie einer Schneidkantenverrundung von $r_\beta = 10\ \mu\text{m}$ definiert. Die Verrundung wurde mit Hilfe eines Tastschnittgerätes gemessen, wobei der Schneidkantenradius mit einer Abweichung von $\pm 3\ \mu\text{m}$ ermittelt wurde. Die Teilung zwischen zwei aufeinanderfolgenden Schneidzähnen beträgt $t = 8\ \text{mm}$. Eventuell auftretender Werkzeugverschleiß kann zum einen aufgrund kleiner Losgrößen bei den Zerspanversuchen und zum anderen wegen wiederholten Nachschleifens des Werkzeugs vernachlässigt werden [Sch-12b, Str-12]. Für die in den Zerspanungsversuchen durchgeführten Außenräumoperationen wurde eine zu diesem Zweck modifizierte Innenräummaschine des Typs Karl Klink RISZ 100/1600/500 eingesetzt. Die Maschine verfügt über einen piezoelektrischen Kistler-Kraftsensor zur hochaufgelösten Messung der Zerspankräfte. Die Bearbeitung der Proben erfolgte bei den in dieser Arbeit referenzierten Zerspanungsversuchen im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 als Trockenbearbeitung.



Werkzeugparameter	
Freiwinkel	$\alpha = 2^\circ$
Spanwinkel	$\gamma = 16^\circ$
Schneidenverrundung	$r_\beta = 10\ \mu\text{m}$
Spannungsdicke	$h = 20\ \mu\text{m}$
Teilung	$t = 8\ \text{mm}$

Abbildung 4.2: Räumnadel und Werkzeugparameter (Foto: H. Meier, wbk)

4.2 Probengeometrie

Für die im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 durchgeführten Zerspanungsversuche wurden ebene Platten aus dem Versuchswerkstoff 20MnCr5 verwendet. Mittels Außenräumen wurden drei Nuten in das Werkstück gearbeitet, siehe Abbildung 4.3. Die geometrischen Abmessungen der Nuten sind von der Schaltmuffe eines PKW-Getriebes abgeleitet und entsprechen deren Innenverzahnung. Die Schaltmuffe dient

im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 als Demonstratorbauteil bei der experimentellen und numerischen Analyse und der Optimierung einer mehrstufigen Fertigungsprozesskette. Dort wurden die für die Validierung des Modells in Kapitel 7 herangezogenen Eigenspannungen experimentell entlang X-X in der Mitte der Nutlänge bestimmt. Die Schnittebene entlang X-X in Abbildung 4.3 senkrecht zur Oberfläche im Nutgrund entspricht der zweidimensionalen Modellierungsebene in Kapitel 5.

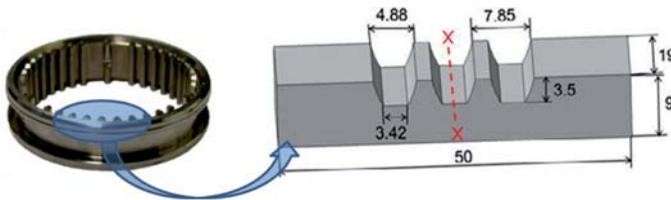


Abbildung 4.3: Schaltmuffe (Foto: H. Meier, wbk) und abgeleitete Probengeometrie der ebenen Platte [Sch-12b]

4.3 Versuchswerkstoff

Bei dem im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 in den Zerspanungsversuchen verwendeten Versuchswerkstoff handelt es sich um den Einsatzstahl 20MnCr5 (internationale Bezeichnung SAE 5120). Der MnCr-legierte Einsatzstahl wird typischerweise für verschleißbeanspruchte Bauteile mit einer gewünschten Kernfestigkeit von 1000-1300 N/mm² verwendet, wie etwa verzahnte Getriebebauteile. Die aus dem Versuchswerkstoff hergestellten Probengeometrien wurden vor ihrem Einsatz in den hier aufgeführten Zerspanungsversuchen zunächst bei 880 °C für eine Stunde austenitisiert, im Ofen auf Raumtemperatur abgekühlt und anschließend bei 650 °C für 30 Minuten gehalten um das Gefüge zu homogenisieren, siehe auch Abbildung 4.4. Nach der letzten Fräsbearbeitung bei der Herstellung der Probengeometrien wurden diese nochmals bei 650 °C spannungsarm gegläht [Str-12].

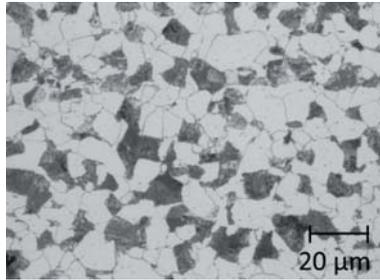


Abbildung 4.4: Lichtmikroskopische Aufnahme des Versuchswerkstoffes 20MnCr5
(Foto: iam-wk)

5 Modellierung des Zerspanungsprozesses

Zur numerischen Untersuchung der durch den Zerspanungsvorgang erzeugten Eigenspannungen und deren Beeinflussung durch Parameter der Prozessführung ist die simulative Abbildung des Systems Werkstück-Werkzeug nötig. Die mittels moderner Hochleistungsrechner zur Verfügung gestellte Rechenleistung bedingt trotz einer rasanten Entwicklung in den letzten Jahren eine Beschränkung in der Komplexität und im Detaillierungsgrad eines numerischen Modells. Um den Zerspanungsprozess zu modellieren, soll daher das System Werkstück-Werkzeug möglichst vereinfacht dargestellt und gleichzeitig die Aussagefähigkeit des Modells nicht beeinträchtigt werden. Es wird ein numerisches zweidimensionales FE-Modell des Zerspanungsprozesses aufgebaut, welches aus einem Ausschnitt des Werkstückes und einer Schneidkante des Werkzeugs besteht. Die speziellen Eigenschaften des Räumverfahrens stellen an die Modellierung des Zerspanungsprozesses weitere grundlegende Anforderungen, die für eine erfolgreiche Modellbildung erfüllt sein müssen. Zum einen muss die Modellierung der Spanbildung durch eine einzelne Schneide für eine adäquate Analyse einen hochaufgelösten Blick auf die Randschichteigenschaften des Werkstücks gewährleisten. Zum anderen genügt die Modellierung einer einzelnen Spanbildung jedoch nicht und eine sequenziell stattfindende Zerspanung muss durch die simulative Abbildung mehrerer Werkzeugschneiden berücksichtigt werden. Dabei muss in der sequenziellen Zerspanungssimulation beachtet werden, dass der modellierte Ausschnitt des Werkstücks zwischen zwei aufeinander folgenden Zerspanungsvorgängen für einen definierten Zeitschritt mechanisch unbelastet ist, abhängig von der Teilung des Werkzeugs und der Schnittgeschwindigkeit. Daraus folgt, dass die Modellierung des Zerspanungsprozesses neben der Beschreibung der Eingriffsverhältnisse einer einzelnen Werkzeugschneide (Kapitel 5.1), dem Verformungsverhalten des Werkstückmaterials (Kapitel 5.2) und der Materialtrennung (Kapitel 5.3), sowie einem Reibungsmodell (Kapitel 5.4) einer Simulationssequenz bedarf, welche die eigentliche Zerspanung mit einer Simulation der Teilung koppelt, um den sequenziellen Zerspanungsvorgang beim Räumprozess realitätsnah abzubilden (siehe Kapitel 6).

5.1 Modellierung des orthogonalen Schnitts

Zur Simulation des Zerspanungsvorgangs beim Räumen wird der Eingriff einer einzelnen Schneide als orthogonaler Schnitt modelliert. Das Modell besteht dabei aus

zwei Bauteilen, einem quadratischen Werkstück mit $2000 \mu\text{m}$ Seitenlänge und einer Werkzeugschneide, deren Geometrie durch Span- und Freiwinkel γ bzw. α , sowie der Schneidkantenverrundung r_β definiert ist, siehe Abbildung 5.1. Das 2D-Modell ist für den kommerziellen Finite-Elemente-Solver ABAQUS/Standard aufgebaut und verwendet als Randbedingung einen ebenen Dehnungszustand. Die Werkzeugschneide ist insofern als Starrkörper modelliert, als die Positionen der Knoten fixiert sind. In Abbildung 5.1 (links) ist die Ausgangssituation des orthogonalen Schnitts dargestellt mit einer Spanungsdicke von $h = 40 \mu\text{m}$, einem Spanwinkel von $\gamma = 16^\circ$ und einem Freiwinkel von $\alpha = 2^\circ$, sowie der nach einem Zerspanweg von $400 \mu\text{m}$ ausgebildete Span (rechts). Die zur Spanbildung nötige Relativbewegung von Schneide und Werkstück wird durch eine Verschiebungsrandbedingung am unteren Rand des Werkstücks in x-Richtung simuliert. Diese Verschiebung entspricht gemäß der Prozesskinematik des Räumverfahrens der Schnittgeschwindigkeit v_c .

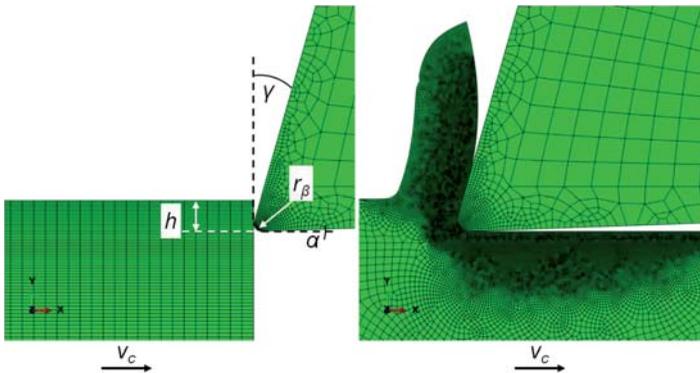


Abbildung 5.1: Anfangssituation (links), Spanbildung mit Zerspanweg $400 \mu\text{m}$ (rechts)

Im Kontakt von Schneide und Werkstück ist neben der Reibung ein Wärmeübergang zwischen beiden Körpern modelliert. Auf der Rückseite der modellierten Werkzeugschneide ist ein Wärmeübergang an die Umgebung definiert, um die Wärmeabfuhr vom Ort der Zerspanung zu gewährleisten und einen unrealistischen Temperaturanstieg in der Werkzeugschneide während der Zerspanung zu vermeiden, da diese im Vergleich zu einer vollständigen Werkzeuggeometrie nur als kleiner Ausschnitt modelliert ist. Beide Geometrien, Werkzeugschneide und Werkstück, sind mit einem initialen FE-Netz modelliert und verwenden thermo-mechanisch gekoppelte 4-Knoten-

Elemente des Typs CPE4T. Abbildung 5.1 zeigt dabei das Ergebnis einer während des Zerspanungsvorganges ablaufenden Neuvernetzung auf dem Werkstück, wohingegen die Werkzeugschneide nicht neuvernetzt wird. Die interessierenden Bereiche vor der Schneide, sowie im Nachlaufbereich der Schneide und der gebildete Span erhalten dadurch ein feineres Netz als die restlichen Werkstückbereiche, mit einer resultierenden Elementkantenlänge von etwa 1-2 μm .

5.2 Modellierung des Verformungsverhaltens

Bei der Modellierung des Zerspanungsprozesses wird der in Kapitel 4 beschriebene Räumprozess simulativ abgebildet, wobei Werkstücke aus dem Einsatzstahl 20MnCr5 bearbeitet werden. Eine adäquate Beschreibung des Materialverhaltens in der Simulation ist unumgänglich; diese beinhaltet, neben grundlegenden physikalischen Eigenschaften die Beschreibung des thermo-mechanischen Verformungsverhaltens unter Zerspanbedingungen. Für weitere detaillierte Angaben zu den in diesem Materialmodell verwendeten mathematischen Formulierungen sei auf [Web-07], bzw. für die implementierten Materialwerte auf [Sch-11, Sch-12a] verwiesen. Im Anhang der Arbeit finden sich zudem die Gleichungen für die Verschiebungs-Verzerrungs-Relation, die additive Zerlegung der Verzerrung, sowie zum Hooke'schen Gesetz und der Fließregel nach von Mises [Mis-13]. Die in der Arbeit implementierte Modellierung des Materialverhaltens berücksichtigt eine isotrope Verfestigung. Insbesondere bei der sequenziellen Zerspanung ist die Verfestigung von großer Bedeutung, da die aufeinander folgenden Schneiden mit einer bereits verfestigten Randschicht in Eingriff kommen und so den durch den sequenziellen Zerspanungsprozess erzeugten Eigenspannungszustand in der Randschicht des Bauteils beeinflussen. Die während der Zerspanung lokal vor der Schneide auftretenden Bedingungen sind gekennzeichnet durch die Ausbildung hoher Schubspannungen in der primären Scherzone und damit hohen plastischen Deformationen. Die in den sekundären Scherzonen auftretenden Deformationen entstehen aufgrund der Reibung zwischen Werkstück und der Freibzw. Spanfläche. Vor der Schneide führen sehr hohe Druckspannungen zum Abscheren des Materials, da die dort vorliegenden Spannungen größer als die Bruchfestigkeit sind, und schließlich zum Einsetzen der Materialtrennung [Lan-5]. Während des Spanbildungsprozesses treten hohe Dehnraten und Temperaturen auf. Die Fließspannung steigt aufgrund von Materialverfestigung, welche mit zunehmender plastischen Dehnung und Dehnrate ansteigt. Bei sehr hohen Temperaturen kommt es hin-

gegen zu einem gegenteiligen Effekt und die Fließspannung nimmt durch eine thermische Entfestigung ab. Das implementierte Materialmodell berücksichtigt dementsprechend die Abhängigkeit der Fließspannung von der Temperatur T , der akkumulierten plastischen Dehnung $\bar{\epsilon}_{pl}$ und der plastischen Dehnrate $\dot{\bar{\epsilon}}_{pl}$ für eine isotrope Fließbedingung [Aut-10]. Die Fließspannung σ_y setzt sich in der Modellierung des Materialverhaltens aus dem thermischen Fließspannungsanteil σ^* und dem athermischen Fließspannungsanteil σ_G zusammen.

$$\sigma_y = \sigma^* + \sigma_G \cdot g(T, \dot{\bar{\epsilon}}_{pl}) \quad \text{Formel 5-1}$$

Der thermische Fließspannungsanteil basiert nach [Web-07] auf einer Beschreibung von [Vöh-74] und [Fol-88], mit der Annahme thermisch aktivierten Gleitens der Versetzungen, welche von Hindernissen mit kurzreichender Wirkung beeinflusst werden. Der thermische Fließspannungsanteil ist wie folgt definiert, wobei die Parameter m und l die Form dieser Hindernisse beschreiben:

$$\sigma^* = \sigma_0^* \cdot \left(1 - \left(\frac{T}{T_0} \right)^m \right)^l \quad \text{Formel 5-2}$$

Die Übergangstemperatur ist dabei abhängig von der Dehnrate:

$$T_0 = \frac{\Delta G_0}{k_B \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_0}{\dot{\bar{\epsilon}}_{pl}} \right)} \quad \text{Formel 5-3}$$

Der athermische Fließspannungsanteil hat eine nur geringe Temperaturabhängigkeit über den Schubmodul und ist definiert als:

$$\sigma_G = \left(\sigma_{G_0} + (\bar{\sigma} + \theta_1 \cdot \bar{\epsilon}_{pl}) \cdot \left(1 - \exp \left(- \frac{\theta_1 \cdot \bar{\epsilon}_{pl}}{\theta_0} \right) \right) \right) \cdot \frac{G(T)}{G(0K)} \quad \text{Formel 5-4}$$

Die Verfestigung des Materials, ausgehend vom intialen athermischen Fließspannungsanteil σ_{G_0} , steigt mit zunehmender akkumulierter plastischer Dehnung an. Dies wird, wie in [Aut-10] beschrieben, durch einen erweiterten Voce-Ansatz [Voc-48, Tom-84] berücksichtigt. Durch die Materialparameter $\bar{\sigma}$, θ_0 und θ_1 wird das Verfestigungsverhalten des Materials angepasst.

Die Abhängigkeit des Schubmoduls von der Temperatur wird gemäß [Aut-10] über die Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls sowie der Querkontraktionszahl abgebildet [Ric-83]:

$$G(T) = \frac{E(T)}{2(1+\nu(T))} \quad \text{Formel 5-5}$$

$$E(T) = E(273 \text{ K}) + e_1(T - 273 \text{ K}) + e_2(T - 273 \text{ K})^2 \quad \text{Formel 5-6}$$

$$\nu(T) = \nu(273 \text{ K}) + \Delta\nu(T - 273 \text{ K}) \quad \text{Formel 5-7}$$

Bei sehr hohen Temperaturen kann nach [Web-07] eine Materialentfestigung einsetzen, welche mittels der Funktion $g(T, \dot{\epsilon}_{pl})$ berücksichtigt wird [Bie-05].

$$g(T, \dot{\epsilon}_{pl}) = \begin{cases} 1 & \text{für } T \leq T_{\dot{\epsilon}} \\ \left(1 - \left(\frac{T - T_{\dot{\epsilon}}(\dot{\epsilon}_{pl})}{T_{Schmelz} - T_{\dot{\epsilon}}(\dot{\epsilon}_{pl})} \right)^5 \right)^5 & \text{für } T > T_{\dot{\epsilon}} \end{cases} \quad \text{Formel 5-8}$$

$$\text{mit } T_{\dot{\epsilon}}(\dot{\epsilon}_{pl}) = \mathcal{G}_0 + \Delta\mathcal{G} \cdot \ln \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}_{pl}}{\dot{\epsilon}_n} \right) \quad \text{Formel 5-9}$$

Das verwendete Materialmodell ist für Abaqus/Standard in der Benutzerroutine UHARD implementiert. In Tabelle 5-1 sind die hinterlegten Materialparameter für den Einsatzstahl 20MnCr5 in normalisiertem Zustand zusammengefasst.

Tabelle 5-1: Materialparameter für 20MnCr5 in normalisiertem Zustand [Sch-12a]

thermophysikalische Eigenschaften					
λ	$[Wm^{-1}K^{-1}]$	50	ρ	$[gcm^{-3}]$	7,85
α_{th}	$[K^{-1}]$	1,15e-05	η	$[-]$	0,9
c_p	$[Jkg^{-1}K^{-1}]$	460			
thermischer Fließspannungsanteil					
σ_0^*	$[MPa]$	1885	$\dot{\epsilon}_0$	$[s^{-1}]$	1,01e+07
l	$[-]$	1,78	ΔG_0	$[Js]$	1,03e-19
m	$[-]$	0,5	k_B	$[JK^{-1}]$	1,38e-23
athermischer Fließspannungsanteil					
σ_{G0}	$[MPa]$	400	$\bar{\sigma}$	$[MPa]$	339
θ_0	$[MPa]$	5,56	θ_1	$[MPa]$	200
E	$[MPa]$	2,14e+05	$G(0K)$	$[MPa]$	88,41e+03
e_1	$[MPaK^{-1}]$	-52	e_2	$[MPaK^{-2}]$	-4,7e-2
ν	$[-]$	0,283	$\Delta\nu$	$[K^{-1}]$	4e-5
Hochtemperaturentfestigung					
ϑ_0	$[K]$	681	$\Delta\vartheta$	$[K]$	90
ξ	$[-]$	1,57	ζ	$[-]$	9,36
$T_{Schmelz}$	$[K]$	1793	$\dot{\epsilon}_n$	$[s^{-1}]$	1e-3

5.3 Realisierung der Materialtrennung

Bei der numerischen Untersuchung der Eigenspannungsentwicklung ist die von der Zerspanung beeinflusste Randschicht im Nachlaufbereich der Schneide im Fokus des Interesses. Die Realisierung der Materialtrennung spielt dabei eine große Rolle, da nicht alle Methoden zur simulativen Beschreibung der Materialtrennung ohne einen Informationsverlust genutzt werden können, wie z.B. das Löschen von Elementen aus dem FE-Netz. Um eine hohe Informationsdichte für die Eigenspannungstiefenverläufe in der Randschicht zu erhalten, wird eine, in der Arbeit von Autenrieth beschriebene, Neuvernetzung eingesetzt [Aut-10]. Das aufgrund der Relativbewegung und der Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug verzerrte FE-Netz wird auf der gleichen Werkstückgeometrie durch ein unverzerrtes, neu generiertes FE-Netz ersetzt, wobei sämtliche Berechnungsgrößen auf das neue FE-Netz übertragen werden. Dabei wird im Bereich vor der Schneide entlang der Span- und Freifläche, dem Nachlaufbereich der Schneide, sowie im Bereich des sich ausbildenden Spans über den gesamten Zerspanweg hinweg kontinuierlich neuvernetzt. Es entstehen Bereiche mit unterschiedlicher Elementkantenlänge. Abbildung 5.2 zeigt beispielhaft den Konturplot der Temperatur an den FE-Knoten für eine Zerspanungssimulation nach einem Zerspanweg von ca. 220 μm . Deutlich zu erkennen sind die unterschiedlich fein vernetzten Bereiche des Werkstücks.

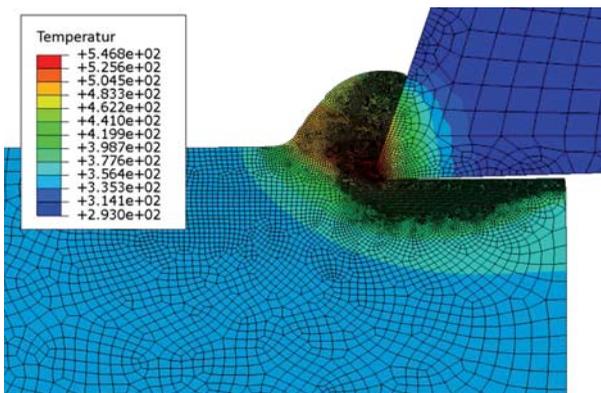


Abbildung 5.2: Bereiche der Neuvernetzung in der Zerspanungssimulation

In der Scherzone vor der Schneide und im Nachlaufbereich der Schneide bis in eine Bauteiltiefe, die etwas mehr als die Spannungsdicke beträgt, sind die mittels Neuver-

netzung generierten Elemente klein, da hier hohe Gradienten bezüglich Spannungen, Temperatur, Dehnungen und Dehnraten auftreten, bzw. die Randschichteigenschaften detailliert analysiert werden sollen. Die Elementkantenlänge beträgt in der Standardkonfiguration $e_k = 1,5 \mu\text{m}$ und erlaubt eine hoch aufgelöste Abbildung der Ergebnisgrößen. In den Bereichen außerhalb der primär interessierenden Bereiche wird das FE-Netz mit Elementkantenlängen von $e_k = 3; 6; 24 \mu\text{m}$ stufenweise gröber vernetzt. Durch diese kontinuierliche Neuvernetzung findet keine Materialschädigung statt, sondern ein Umformen des Materials vor der Schneidkante und ein Umfließen der Schneide entlang der Span- und Freifläche. Das initial definierte FE-Netz der Werkzeugschneide bleibt während der Simulation des Zerspanungsprozesses erhalten und wird im Unterschied zur Werkstückgeometrie nicht neuvernetzt. Abbildung 5.3 zeigt als Beispiel die Situation des FE-Netzes vor der Schneide, vor und nach der erfolgten Neuvernetzung.

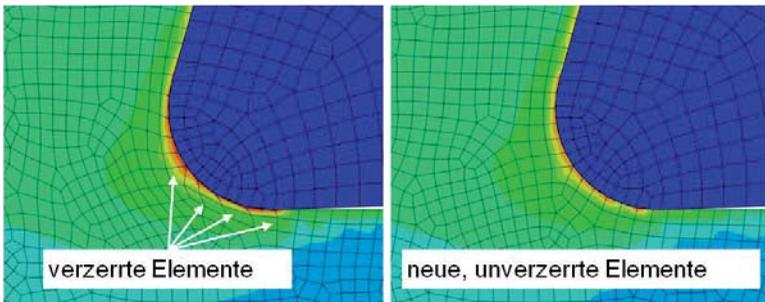


Abbildung 5.3: FE-Netz vor (links) und nach Neuvernetzung (rechts)

Die Zerspanungssimulation über den gesamten Zerspanweg hinweg wird in eine Vielzahl von Einzelsimulationen unterteilt, wobei jeweils über eine Randbedingung am unteren Werkstückrand eine definierte Verschiebung Δu_x zwischen Werkzeug und Werkstück in x-Richtung aufgebracht wird. Am Ende jeder Einzelsimulation wird die Neuvernetzung über eine externe Python-Routine realisiert, welche die äußere Geometrie – die aktuelle Form des Werkstückes mitsamt dem Span – aus der Ergebnisdatei extrahiert. Auf der dabei erhaltenen Bauteilgeometrie werden anschließend neue, unverzerrte Elemente generiert. Alle Berechnungsgrößen, wie Spannungskomponenten, Dehnungen, Temperaturen, etc. werden von der vorangegangenen Einzelsimulation auf das neuvernetzte Werkstück übertragen. Dabei wird das ABAQUS

Keyword „*MAP SOLUTION“ eingesetzt, welches ein Übertragen der Berechnungsgrößen zwischen zwei FE-Netzen erlaubt. Voraussetzung dafür ist, dass die FE-Netze den gleichen Raum einnehmen, dass die Neuvernetzung stattfindet, bevor die Verzerrung des FE-Netzes zu groß ist und dass die Elementkantenlängen beider FE-Netze klein genug sind, um eine Diskontinuität in den Berechnungsgrößen zu vermeiden [Aba-11]. Diese Sequenz wird nach jeder Einzelsimulation und einer Verschiebung um Δu_x wiederholt, bis ein definierter maximaler Zerspanweg erreicht wird, oder die Zerspanungssimulation aufgrund eines Abbruchkriteriums beim Erreichen eines quasistationären Randschichtzustandes beendet wird (siehe Kapitel 6.3). Zusätzlich wird zu Beginn jeder Einzelsimulation ein kurzer Simulationsschritt ausgeführt, bei dem für das Modell ohne Verschiebungsrandbedingung und ohne Wärmeleitung an die Umgebung der mechanische Gleichgewichtszustand berechnet wird.

Die Häufigkeit der Neuvernetzungen, die Neuvernetzungsfrequenz, bestimmt neben der Anzahl der Elemente des FE-Netzes bei konstantem Zerspanweg wesentlich die zur Durchführung einer Simulation benötigte Rechenzeit. Kleine Elementkantenlängen sind für eine hohe Informationsdichte in den interessierenden Werkstückbereichen wünschenswert. Eine häufige Neuvernetzung ist wichtig für die Stabilität der Simulation, da dadurch das Auftreten stark verzerrter Elemente, sowie damit verbundene Übertragungsfehler zwischen altem und neuem Netz minimiert und eine Diskontinuität in den Ergebnisgrößen vermieden werden kann. Die Einstellung der Neuvernetzungsfrequenz bzw. der Verschiebung im Verhältnis zur kleinsten Elementkantenlänge $\Delta u_x / e_k$ mit $e_k = 1,5 \mu\text{m}$ wurde in einer Sensitivitätsanalyse untersucht. Dazu wurden Zerspanungssimulationen mit unterschiedlich häufigen Neuvernetzungen $\Delta u_x = 1; 3; 5; 7 \mu\text{m}$ durchgeführt und deren Einfluss auf die Zerspankräfte, die Temperatur und auf Eigenspannungstiefenprofile als Ergebnisgrößen analysiert. Die Eigenspannungen werden nach dem Abkühlen des mechanisch unbelasteten Werkstückes auf Raumtemperatur in einem der Zerspanung nachgeschalteten Simulationsschritt ausgewertet. Dabei zeigte sich ein vernachlässigbar kleiner Einfluss des Verhältnisses von $\Delta u_x / e_k$ auf die spezifische Schnitt- und Passivkraft, als auch auf die in der Prozesszone vorherrschende maximale Temperatur im Kontakt zwischen Span und Spanfläche des Werkzeugs. Für die Eigenspannungen längs und quer zur Schnittrichtung, σ_{11}^{ES} bzw. σ_{33}^{ES} , ergibt sich eine Abhängigkeit von $\Delta u_x / e_k$ (siehe Abbildung 5.4, oben).

Bei einem stark verzerrten FE-Netz, aufgrund großer Verschiebungen Δu_x , kommt es während der Neuvernetzung zu Interpolationsfehlern bei der Übertragung der Ergebnisgrößen zwischen alten und neuen Netz und die Eigenspannungswerte an der Werkstückoberfläche nehmen ab. Eine Erhöhung der Verschiebungen von $\Delta u_x = 3 \mu\text{m}$ auf $\Delta u_x = 7 \mu\text{m}$ mit $\Delta u_x/e_k = 2$ bzw. $\Delta u_x/e_k = 4,67$ bedeutet nahezu eine Halbierung der berechneten Spannungswerte an der Oberfläche für σ_{11}^{ES} . Bei den Spannungswerten von σ_{33}^{ES} zeigt sich ein ähnliches Verhalten, wenn auch der Einfluss der von $\Delta u_x/e_k$ hier geringer ausfällt, siehe Abbildung 5.4.

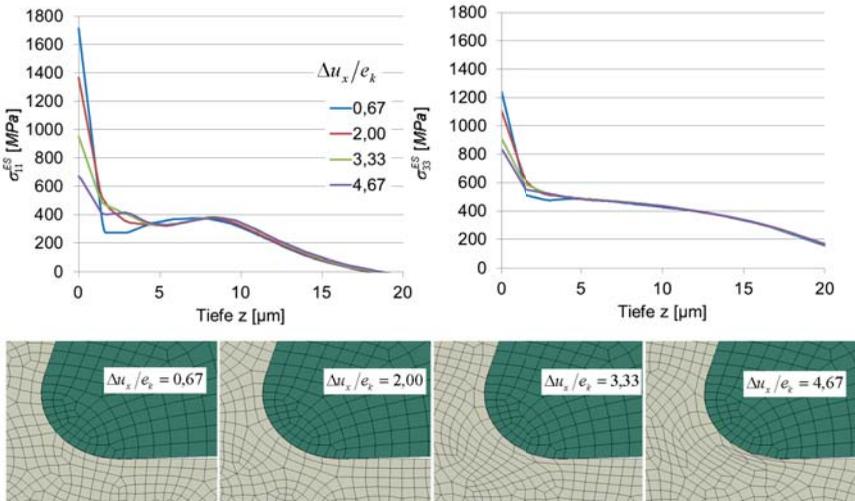


Abbildung 5.4: Einfluss der Neuvernetzungshäufigkeit auf Eigenspannungen (oben) und Elementverzerrungen (unten)

Eine größere Verschiebung, d.h. eine niedrigere Neuvernetzungsfrequenz, bewirkt eine stärkere Elementverzerrung. Abbildung 5.4 (unten) zeigt als Beispiel die verzerrten Elemente in der Zerspanzone für unterschiedliche $\Delta u_x/e_k$. Für $\Delta u_x/e_k = 4,67$ ist das FE-Netz am Kontakt unterhalb der Schneidkantenverrundung stark verzerrt und es kommt zu Überschneidungen der Elemente von Werkstück und Werkzeugschneide. Eine weitere Erhöhung von $\Delta u_x/e_k$ führt zu einer instabilen Simulation und zum Abbruch der Berechnung. Hinsichtlich der Bedeutung von Eigenspannungen auf das spätere Einsatzverhalten eines Bauteils ist es empfehlenswert, diejenigen Einstellun-

gen für das numerische Modell zu wählen, welche als Ergebnis tendenziell höhere Eigenspannungswerte in der oberflächennahen Randschicht ergeben. Dies ist mit einer niedrigen Neuvernetzungsfrequenz nicht der Fall. Für die Standardkonfiguration des Modells stellt daher ein Verhältnis von $\Delta u_x / e_k = 2$ mit einer Neuvernetzungsfrequenz $\Delta u_x = 3 \mu m$ einen guten Kompromiss zwischen Simulationszeit, Stabilität und dem Einfluss auf die berechneten Eigenspannungstiefenprofile als Ergebnisgröße dar.

5.4 Reibungsmodell

Um die Reibverhältnisse im numerischen Modell zu beschreiben, wird ein Coulomb'sches Reibungsmodell eingesetzt. Dabei wird in der Kontaktzone zwischen Werkstück und Werkzeug (entlang der Span- und Freifläche, sowie der Schneidkantenverrundung) ein Reibungskoeffizient definiert, unter der Annahme eines isotropen Reibungsmodells, bei dem der Reibungskoeffizient unabhängig von der Richtung wirksam ist [Aba-11]. Der Reibungskoeffizient orientiert sich zunächst an den Herstellerangaben der bei den Versuchswerkzeugen eingesetzten Beschichtung aus TiAlN und der Arbeit von Meier et al. [Mei-14b]. In der Standardkonfiguration des numerischen Modells beträgt der Reibungskoeffizient $\mu = 0,3$. Bei der Analyse der Eigenspannungsentwicklung in Kapitel 8 wird der Reibungskoeffizient als Teil der untersuchten Prozessstellgrößen variiert.

6 Modellierung der sequenziellen Zerspanung

6.1 Aufbau des Modells und der Simulationssequenz

Das in Kapitel 5.1 beschriebene Modell des orthogonalen Schnitts zur Beschreibung der Zerspanung durch eine einzelne Werkzeugschneide wird erweitert, um den Räumprozess als Abfolge von sequenziellen Zerspanungsvorgängen simulativ abbilden zu können. Zentrales Element des erweiterten numerischen Modells ist ein in der Programmiersprache Perl entwickeltes Skript, welches sowohl alle Zerspanungssimulationen ausführt, alle relevanten Parameter der Prozessführung definiert, als auch die Neuvernetzung und alle zum Extrahieren und Übertragen von Randschichtzuständen eingesetzten Funktionen in Form weiterer Routinen steuert. Dabei wird eine Simulationssequenz aufgebaut, die sich aus der Berechnung des eigentlichen Zerspanungsvorgangs, der Werkzeugteilung als Zwischenschritt und einer zusätzlichen Abkühlung des Bauteils auf Raumtemperatur zusammensetzt. Die Modellierung der sequenziellen Zerspanung muss einigen Anforderungen genügen, die über die normale singuläre Zerspanungssimulation hinausgehen. Einerseits soll eine ausreichend große Anzahl an Zerspanungen sequenziell simuliert werden, um verlässliche Aussagen über deren Einfluss auf die Eigenspannungsentwicklung treffen zu können. Daraus folgt ein möglichst niedriger Detaillierungsgrad für akzeptable Berechnungszeiten. Auf der anderen Seite stellt sich gleichzeitig die Forderung nach einer hohen Auflösung und damit kleinen Elementgrößen in der Randschicht um die lokalen Randschichteigenschaften detailliert untersuchen zu können. Wie aus dem in Kapitel 2.3 beschriebenen Kenntnisstand hervorgeht, werden nicht alle aktuell in der Literatur verfügbare Ansätze diesen gegenläufigen Anforderungen gerecht. Bei dem hier entwickelten Simulationsansatz werden deshalb ein Werkstück und eine Werkzeugschneide modelliert, um den Einfluss der sequenziellen Zerspanung auf die Eigenspannungen zu untersuchen, wobei ein Übertrag der Ergebnisgrößen zwischen zwei aufeinanderfolgenden Teilungs- bzw. Zerspanungssimulationen erfolgt.

Wie in Abbildung 6.1 dargestellt, kommt es an einem betrachteten Werkstückausschnitt zur wiederholten Zerspanung durch mehrere n aufeinanderfolgende Werkzeugschneiden. In der Simulation muss demnach auf jede Zerspanung ein Zwischenschritt erfolgen, welcher die Teilung t berücksichtigt und in dem der betrachtete Werkstückausschnitt mechanisch unbelastet ist.

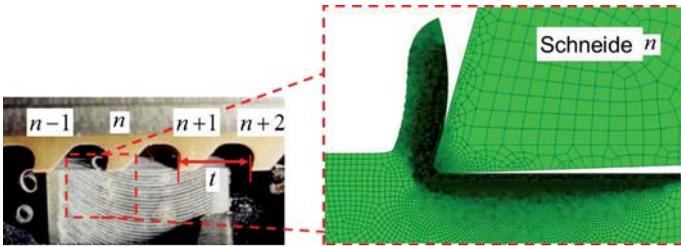


Abbildung 6.1: Sequenzielle Zerspanung eines betrachteten Werkstückausschnitts (Foto: wbk)

Die Werkzeugschneide wird dazu aus dem Eingriff mit dem Werkstück über eine Verschiebungsrandbedingung entfernt. Das in Kapitel 5 vorgestellte Modell wird erweitert, indem einzelne Zerspanungssimulationen zusammen mit der Simulation der Teilung gekoppelt werden, siehe dazu Abbildung 6.2.

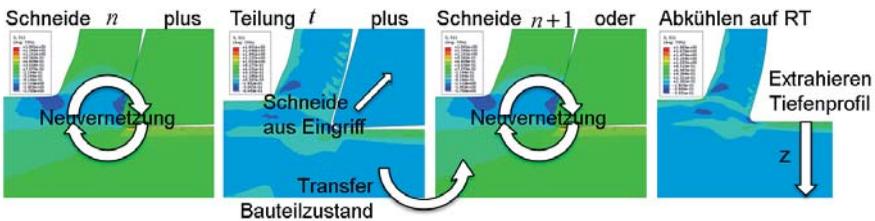


Abbildung 6.2: Simulationssequenz zur Abbildung der sequenziellen Zerspanung [Sch-12a]

Zusätzlich findet nach jeder Simulation der Zerspanung und der Teilung eine Abkühlung des Werkstückes auf Raumtemperatur statt, um die jeweils bei der sequenziellen Zerspanung resultierenden Eigenspannungen analysieren zu können. Dabei werden Eigenspannungstiefenprofile in einem definierten Abstand zur Schneide über mehrere äquidistante Pfade ausgelesen und anschließend gemittelt. Die nach dem simulierten Teilungsschritt, ohne Abkühlung auf Raumtemperatur, im Nachlaufbereich der Schneide extrahierten Tiefenverläufe der Spannungskomponenten σ_{11} , σ_{22} , σ_{33} , σ_{12} und der plastischen Dehnung ε_{pl} , sowie der Temperatur T werden auf die gleiche Weise ausgelesen und dienen bei der Zerspanung durch die nächste Werkzeugschneide als Anfangszustand auf einem neuen Werkstückmodell. Das Auslesen der zustandsbeschreibenden Größen, sowie der Übertrag auf ein neues Werkstück wer-

den extern durch die Verwendung von Routinen in Python, Perl und Fortran umgesetzt. Diese Vorgehensweise wird detailliert in Kapitel 6.2 beschrieben.

6.2 Übertragung von Bauteilzuständen

Ein in der Programmiersprache Perl entwickeltes Skript steuert den gesamten Ablauf der sequenziellen Zerspanungssimulation. Dabei werden die einzelnen Simulationsschritte Zerspanung und Teilung mit der darauffolgenden Zerspanungssimulation gekoppelt, indem der Randschichtzustand, beschrieben durch die Tiefenverläufe der Spannungskomponenten σ_{11} , σ_{22} , σ_{33} , σ_{12} , der plastischen Dehnung ε_{pl} und der Temperatur T , auf das unverformte FE-Netz eines neuen Werkstückmodells übertragen wird. Dazu extrahiert eine in Python geschriebene Routine in einem definierten Abstand zur Schneide im Nachlaufbereich entlang mehrerer äquidistanter Pfade die Tiefenverläufe der zustandsbeschreibenden Größen Spannung, Dehnung und Temperatur am Ende des Simulationsschritts der Teilung. Diese Tiefenverläufe werden gemittelt und einem mechanisch und thermisch unbelasteten Werkstückmodell über den Einsatz der ABAQUS/Standard User-Routinen „SIGINI“, „HARDINI“ und „DISP“ übergeben. Dabei werden die extrahierten Tiefenverläufe in Abhängigkeit der z-Koordinate auf ein initiales, lastfreies FE-Netz übertragen. Die Elementgröße des neuen FE-Netzes entspricht in der Randschicht in etwa der des verzerrten Netzes der vorangegangenen Simulation. Über eine Linearinterpolation werden die Spannungs-, Dehnungs- und Temperaturwerte der Tiefenverläufe an das neue FE-Netz angepasst, wobei der Übertragungsfehler der Interpolation zwischen den unterschiedlichen Vernetzungen insgesamt vernachlässigbar ist. Abbildung 6.3 zeigt den Vergleich der Tiefenverläufe für einige der aus dem FE-Netz des alten Werkstückmodells extrahierten und auf das FE-Netz des neuen Werkstückmodells übertragenen Berechnungsgrößen im Gleichgewichtszustand. Die vorhandenen Abweichungen der jeweiligen Verläufe für $z < 10 \mu\text{m}$ in Abbildung 6.3 (a) und (c) resultieren aus etwas unterschiedlichen Elementgrößen des initialen FE-Netzes und des mehrmals neuvernetzten FE-Netzes und einer daraus resultierenden unterschiedlichen Anzahl von fünf bzw. sieben Elementen.

Das Aufprägen des ausgelesenen Randschichtzustands als Anfangszustand eines neuen Werkstückmodells erfolgt auf der gesamten Bauteilbreite. Aufgrund des Materialabtrags an der Werkstückoberfläche fehlen den auf das neue Werkstück übertragenen Tiefenverläufen Daten am unteren Ende des Netzes im Tiefenbereich der

Spannungsdicke h . Um diese Datenlücke bei der Übertragung der Bauteilzustände zu füllen, wird der letzte vorhandene Wert des Tiefenverlaufs bis zum unteren Werkstückrand als konstant angenommen.

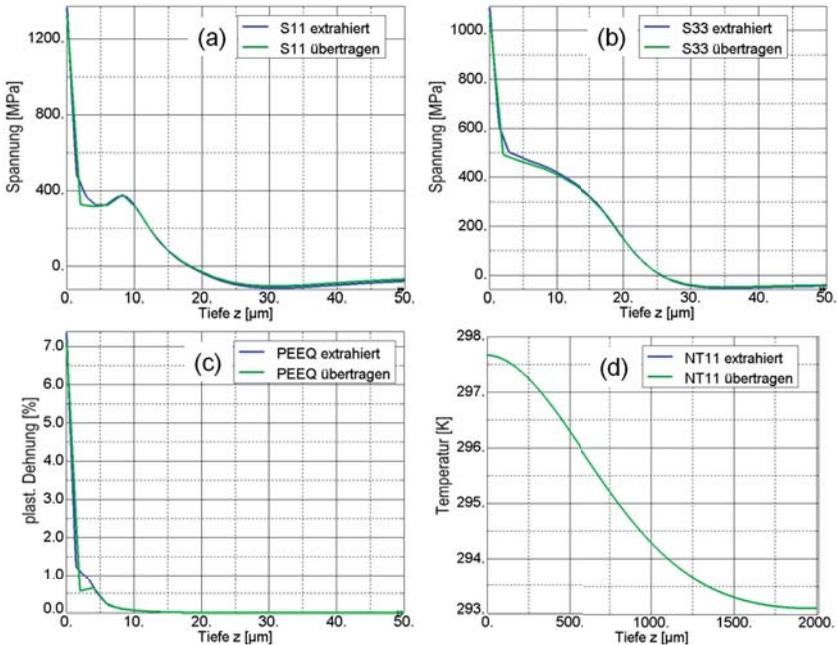


Abbildung 6.3: Vergleich der Tiefenverläufe extrahierter und übertragener Berechnungsgrößen: Spannung längs zur Schnittrichtung (a), Spannung quer zur Schnittrichtung (b), plastische Dehnung (c) und Temperatur (d)

6.3 Entwicklung eines Abbruchkriteriums zur Detektion quasi-stationärer Randschichtzustände

Nach Attanasio et al. besteht ein Hauptproblem im Zusammenhang mit FE-Modellen zur Bestimmung zerspanungsbedingter Eigenspannungen im Werkstück darin, sowohl einen mechanischen als auch einen thermischen Gleichgewichtszustand zu erreichen, bevor die Rücknahme der Werkzeugschneide aus dem Kontakt erfolgt und ein anschließendes Abkühlen des Bauteils simuliert werden kann. Da das Erreichen eines Gleichgewichtszustandes sehr hohe Berechnungszeiten benötigt, wird die Entwicklung einer intelligenten Simulationsstrategie als ein wichtiges Ziel zur Verbesserung der FE-Modellierung betrachtet [Att-09]. Im vorliegenden numerischen Modell

wird für die Zerspanung im orthogonalen Schnitt von der Ausbildung eines Fließspans ausgegangen. Dabei werden eventuell auftretende Effekte der Prozess-Maschine-Interaktion auf die Wechselwirkung von Werkzeugschneide und Werkstück nicht in die Betrachtung einbezogen. Unter der Voraussetzung, dass die Zerspanungssimulation zur Ausbildung eines Spans geführt hat und unter der Bedingung konstanter Prozessstellgrößen (Schnittgeschwindigkeit v_c , Spanungsdicke h , Reibwert μ , Freiwinkel α , Keilwinkel β , Spanwinkel γ), entwickelt sich bei genügend großem Zerspanweg ein thermisches Gleichgewicht zwischen der Erhöhung der Temperatur in der Zerspanzone aufgrund der vor der Schneide geleisteten Umformarbeit und der Reibung von Werkzeugschneide und Werkstück einerseits und der Wärmeabfuhr in den Span, in das Werkzeug und in die Umgebung andererseits. Neben dem thermischen Gleichgewicht erreichen auch die Zerspankräfte bei konstanten Schnittbedingungen und einer Fließspanbildung ein konstantes Niveau. Es ergibt sich folglich ein thermomechanisches Gleichgewicht in der zerspannten Randschicht, welche sich dann in einem quasistationären Zustand befindet. Gefügeumwandlungen werden in der Modellierung dabei nicht berücksichtigt. Die während der Zerspanung in der Randschicht vorliegenden Spannungen sind demgemäß ebenfalls quasistationär, da die Zerspanbedingungen für einen ausreichend langen Zerspanweg als konstant betrachtet werden können. Gleichermaßen gilt ein quasistationärer Zustand für die aus den Spannungen hervorgehenden Eigenspannungen, bei thermischem Gleichgewicht bei Raumtemperatur und ohne eine mechanische Belastung. Da die Simulation prinzipiell nur einen kleinen Werkstückausschnitt abbildet (siehe Abbildung 6.1), ist die Detektion eines quasistationären Randschichtzustands essentiell, um die Aussagefähigkeit der Ergebnisse zu gewährleisten. Sonst ist nicht sichergestellt, inwieweit der simulierte Zerspanweg ausreichend ist, um die Entwicklung der Randschichteigenschaften unter dem Einfluss der Zerspanung zu analysieren. Die Detektion eines quasistationären Randschichtzustandes ist die Voraussetzung zur simulativen Abbildung der sequenziellen Zerspanung, da nur ein kleiner Bauteilausschnitt mit einem möglichst minimalen Zerspanweg simuliert wird und die berechneten Ergebnisgrößen danach für die nächste sequenzielle Zerspanungssimulation als Anfangszustand definiert werden. Nur die Berücksichtigung quasistationärer Randschichtzustände gewährleistet die nötige Vergleichbarkeit der numerischen Ergebnisse, wenn zum einen die Eigenspannungsentwicklung über eine größere Anzahl von sequenziellen Zerspannungen betrachtet wird und wenn zum anderen der Einfluss variierter Prozessstellgrößen ana-

lysiert werden soll. Die Simulationsergebnisse können sich allein abhängig vom Zerspanweg unterscheiden, eine Vergleichbarkeit der untersuchten Eigenspannungen wäre nicht möglich, was die Betrachtung quasistationärer Eigenspannungszustände nötig macht. Zudem ist für die FE-Simulation neben der Anzahl der Elemente und der Neuvernetzungsfrequenz der zurückgelegte Zerspanweg ausschlaggebend für die Berechnungszeit, so dass sich durch den Einsatz eines Abbruchkriteriums bei Erreichen eines quasistationären Randschichtzustandes ein positiver Effekt ergibt. Die Berechnungszeit ist folglich so kurz wie möglich und so lang wie nötig. Je nach Schnittbedingungen und zurückgelegtem Zerspanweg kann ein unterschiedlicher Eigenspannungszustand in der Randschicht im Nachlaufbereich der Werkzeugschneide resultieren. Das Ziel der Entwicklung eines Abbruchkriteriums ist es daher zu detektieren, wenn der Eigenspannungszustand bei fortschreitendem Zerspanweg keine oder nur noch geringfügige Änderungen aufweist und sich damit ein quasistationärer, vom Zerspanweg unabhängiger Randschichtzustand einstellt. Outeiro et al. spricht im Zusammenhang mit der Eigenspannungsanalyse von einer stabilen Zerspanungszone an der Oberfläche und in der Randschicht, die durch gleichbleibend hohe Zerspankraftkomponenten und Temperaturen gekennzeichnet ist [Out-06b]. Zur Bestimmung, ob ein quasistationärer Eigenspannungszustand vorliegt, werden im vorliegenden Modell während des Zerspanungsvorganges zunächst die Änderungen der Prozessgrößen Schnittkraft und maximale Temperatur in der Prozesszone als Kriterien herangezogen und anschließend die Änderung des in der zerspannten Randschicht vorliegenden Spannungszustands. Wenn alle drei beobachteten Kriterien einen definierten Schwellenwert unterschreiten, wird der entsprechende Randschichtzustand als quasistationär angenommen.

6.3.1 Prozessgrößen Temperatur und Schnittkraft

Beim Zerspanungsprozess steigt die Temperatur in der Prozesszone aufgrund der aufzubringenden Umformarbeit in der Scherzone, welche in Wärme umgewandelt wird, und der Reibung zwischen der Freifläche und der erzeugten Werkstückoberfläche, sowie im Kontakt zwischen Spanfläche und ablaufenden Span, wo sie während der Zerspanung maximale Werte annimmt. Die maximale Temperatur in der Zerspanzone steigt zunächst während des Zerspanprozesses an und erreicht ein stabiles Niveau, wenn der Zerspanweg ausreichend lang ist. Abbildung 6.4 links zeigt dies exemplarisch für eine sequenzielle Zerspanung mit drei aufeinanderfolgenden Werk-

zeugschneiden, wobei sich durch eine wiederholte Zerspanung kein signifikanter Einfluss auf die maximale Temperatur ergibt. Dabei bildet sich ein Gleichgewicht zwischen der im Zerspanungsprozess erzeugten Wärme und den sich in das Bauteil, die Schneide und den erzeugten Span, sowie in die Umgebung verteilenden Wärmeströmen. Die Änderung der maximalen Prozesstemperatur, siehe Abbildung 6.4 rechts, dient als Kriterium, um eine Aussage zu ermöglichen, ob sich hinter der Schneide ein quasistationäres Spannungsfeld bzw. (im abgekühlten und mechanisch unbelasteten Zustand) ein quasistationäres Eigenspannungsfeld ausbildet.

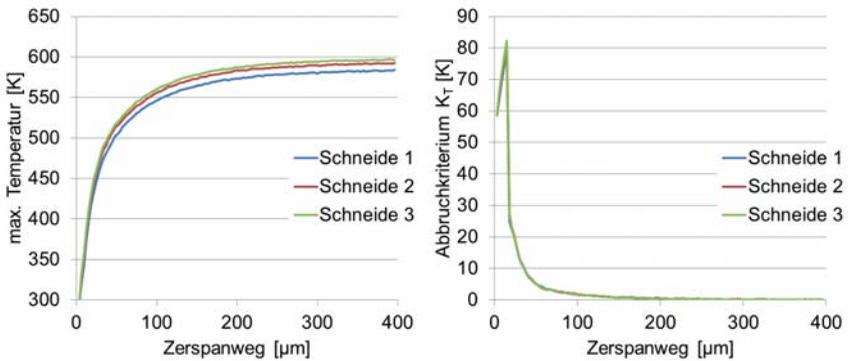


Abbildung 6.4: Maximale Temperatur in der Zerspanzone (links) und daraus abgeleitetes Abbruchkriterium der Temperatur K_T (rechts)

Während der Zerspanungssimulation wird fortwährend für jede Neuvernetzungssequenz die maximale Temperatur im Kontakt Werkstück-Werkzeug mittels einer Python Routine ausgelesen und über den Zerspanweg protokolliert. Dabei wird die Änderung der über fünf Neuvernetzungssequenzen gemittelten maximalen Temperatur als Abbruchkriterium betrachtet und mit K_T bezeichnet, siehe Abbildung 6.4 (rechts). Der Anstieg im Verlauf des Abbruchkriteriums K_T bei kleinem Zerspanweg ist auf die programmiertechnische Umsetzung zurückzuführen, da das im Quellcode verwendete 5-stufige Feld zunächst nur mit der Zahl Null besetzt ist. Dessen Einträge werden über die ersten fünf Neuvernetzungssequenzen mit aktuellen Werten befüllt, was in diesem Beispiel bei einer Verschiebung von $\Delta u_x = 3 \mu\text{m}$ einem Zerspanweg von $15 \mu\text{m}$ entspricht. Anhand des Beispiels in Abbildung 6.4 ist zu erkennen, dass sich sowohl über den Kurvenverlauf der maximalen Temperatur, als auch über den Verlauf des Abbruchkriteriums K_T das Erreichen eines konstanten Temperaturniveaus ab etwa

100 μm Zerspanweg abzeichnet. Unterschreitet K_T einen definierten Schwellenwert, so wird in der zentralen Perl Routine ein Abbruchsignal gesetzt.

Die Schnittkraft bei der spanenden Bearbeitung steigt beim Eintritt der Schneide in das Material zunächst stark an, bis der Werkstoffwiderstand zum Abscheren des Materials vor der Schneide überwunden ist. Erst mit sehr hohen Druckspannungen wird die Bruchfestigkeit des Materials überschritten und es kommt zum Einsetzen der Materialtrennung und zur Spanbildung. Bei der kontinuierlichen Fließspanbildung erreicht die in Schnittrichtung wirkende Schnittkraft bei konstanten Schnittbedingungen über den Zerspanweg ein stabiles Niveau. Analog zum thermischen Verlauf in der Zerspanzone wird aus der Schnittkraft ebenfalls ein mit K_F benanntes Abbruchkriterium zur Detektion quasistationärer Randschichtzustände abgeleitet. Dazu wird während der Zerspanungssimulation mittels einer Python Routine für jede Neuvernetzungssequenz die Reaktionskraft in negativer x-Richtung aller Knoten der modellierten Werkzeugschneide aufsummiert, was dem Verlauf der Schnittkraft über dem Zerspanweg entspricht. Abbildung 6.5 (links) zeigt dazu einen beispielhaften Verlauf für die Zerspanung mit drei aufeinanderfolgenden Schneiden. Analog zur Temperatur wird hierbei fortlaufend die Änderung des Mittelwerts über jeweils fünf Neuvernetzungssequenzen berechnet, siehe Abbildung 6.5 (rechts).

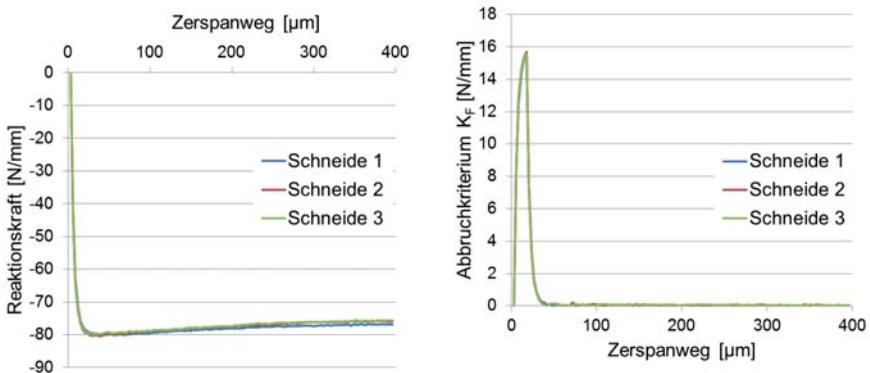


Abbildung 6.5: Reaktionskraft (links) bei der Zerspanung und abgeleitetes Abbruchkriterium der Reaktionskraft K_F (rechts)

Da im Modell als Randbedingung ein ebener Dehnungszustand gesetzt ist, sind alle ausgegebenen Reaktionskräfte auf die Breite der Schneide bezogen. Gemäß des auf

Mikrometer, Millisekunden und Tonnen basierenden Einheitensystems, welches dem numerischen Modell zu Grunde liegt, bewegen sich die angegebenen Reaktionskräfte in der Größenordnung von 100 N/mm. Wie beim Abbruchkriterium der Temperatur beschrieben, ist der zunächst starke Anstieg des Verlaufs auf die programmiertechnische Umsetzung zurückzuführen. Sinkt der Verlauf von K_F unter einen definierten Schwellenwert, ist also die Änderung der über fünf Neuvernetzungssequenzen gemittelten Reaktionskraft gering, wird ein Abbruchsignal gesetzt. Die zentrale Perl Routine wertet die Abbruchkriterien K_T und K_F automatisch aus und steuert, wenn beide Abbruchsignale gesetzt wurden, die Beobachtung des Spannungsfeldes in der Randschicht.

6.3.2 Prozessgröße Spannungstiefenprofil

Zur Detektion quasistationärer Randschichtzustände wird der im Nachlaufbereich der Schneide vorliegende Spannungszustand als Merkmal herangezogen, nachdem die Kriterien für Temperatur und Reaktionskraft das Eintreten in einen minimal nötigen Zerspanwegbereich signalisiert haben, um einen quasistationären Randschichtbereich zu erzeugen. Ist die Änderung des Spannungsfeldes in der Randschicht bei fortschreitender Zerspanung sehr klein, liegt also ein quasistationärer Spannungszustand vor, so wird der daraus durch Abkühlung des mechanisch unbelasteten Werkstückes auf Raumtemperatur hervorgehende Eigenspannungszustand ebenfalls als quasistationär angenommen. Zur Entwicklung eines Abbruchkriteriums werden während der Zerspanungssimulation über eine Python Routine die Spannungswerte in einem definierten Abstand zur Schneide entlang der Bauteiltiefe z aus der Randschicht mit $0 \leq z \leq 200 \mu\text{m}$ als Spannungstiefenprofile ausgelesen. Dabei erfolgt das Auslesen wie in Kapitel 6.1 beschrieben, entlang mehrerer äquidistanter Pfade. Das Spannungstiefenprofil folgt aus der Mittelung über mehrere Pfade, d.h. über einen einige Mikrometer breiten Bereich entlang der Bauteiltiefe. Die so gemittelten Spannungsverläufe von jeweils zwei aufeinanderfolgenden Schneidenpositionen bzw. Zeitpunkten werden voneinander subtrahiert und anschließend das Integral über den dadurch erhaltenen Kurvenverlauf berechnet. Der über das Integral erhaltene Flächenwert (mit der Einheit MPa·mm) unterhalb des Kurvenverlaufs dient dabei jeweils als Maß für die Änderung der Spannung in der Randschicht zwischen zwei aufeinanderfolgenden Schneidenpositionen. Abbildung 6.6 (links) stellt als Beispiel den Verlauf einer solchen Spannungsänderung über den Zerspanweg für eine sequenzielle Zerspanung mit drei

Werkzeugschneiden dar. Aus dieser Spannungsänderung wird ein Abbruchkriterium K_σ abgeleitet, indem die über jeweils fünf Neuvernetzungssequenzen gemittelte Spannungsänderung betrachtet wird, siehe Abbildung 6.6 (rechts). Dabei zeigt eine sequenzielle Zerspanung keinen nennenswerten Einfluss auf den Verlauf des Abbruchkriteriums K_σ . Ist die gemittelte Änderung in den Spannungsprofilen kleiner als ein zu definierender Schwellenwert, so ist mit dem Erreichen des dritten Abbruchkriteriums die Detektion eines quasistationären Spannungszustands hinter der Schneide erfolgt. In dem in Abbildung 6.6 (rechts) gezeigten Beispiel ist nach einem Zerspanweg von etwa 100 μm zu erkennen, dass sich ein quasistationärer Spannungszustand ausbildet. In Kapitel 6.4 werden anschließend die Konfiguration der Abbruchkriterien und ihrer Schwellenwerte diskutiert.

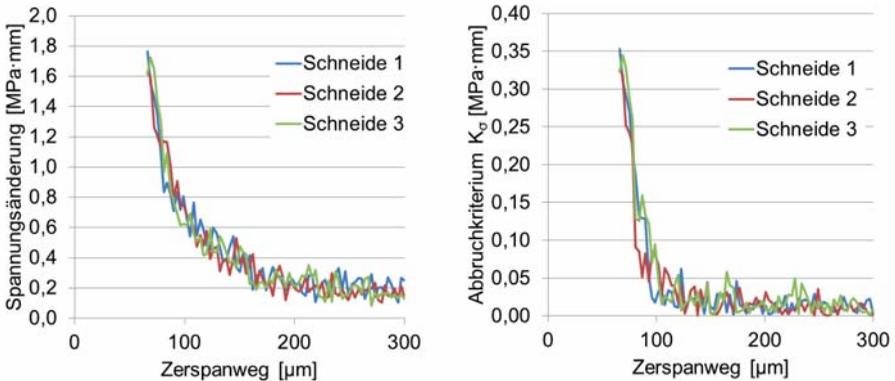


Abbildung 6.6: Spannungsänderung in der Randschicht zwischen jeweils zwei aufeinander folgenden Schneidenpositionen bei der Zerspanung (links) und abgeleitetes Abbruchkriterium der Spannung (rechts)

6.4 Diskussion

Die Verwendung eines Abbruchkriteriums in der Zerspanungssimulation ist nötig, um zu bestimmen, ob im Zuge der numerischen Berechnung eines Zerspanvorgangs ein quasistationärer Eigenspannungszustand in der Randschicht erreicht wird. Damit wird zum einen die Vergleichbarkeit der Simulationsergebnisse gewährleistet und zum anderen die durch den hohen Zeitaufwand für eine größere Anzahl sequenzieller Zerspanungen bedingte Forderung nach einem möglichst kurzen Zerspanweg in der Simulation erfüllt. Infolgedessen soll das Abbruchkriterium mit dem Ziel konfiguriert

werden, einen quasistationären Zustand verlässlich und mit möglichst kurzer Rechenzeit respektive Zerspanweg zu detektieren. Verlässlich in diesem Zusammenhang bedeutet, die Funktionalität des Abbruchkriteriums ist auch unter geänderten Randbedingungen im Sinne variiertes Zerspänungsparameter und unter dem Einfluss einer sequenziellen Zerspänung sichergestellt. Zu diesem Zweck wurden sequenzielle Zerspänungssimulationen mit je einer Anzahl von $n=3$ Schneiden für eine Variation der Prozessparameter Schnittgeschwindigkeit v_c , Spänungsdicke h und Reibwert μ durchgeführt.

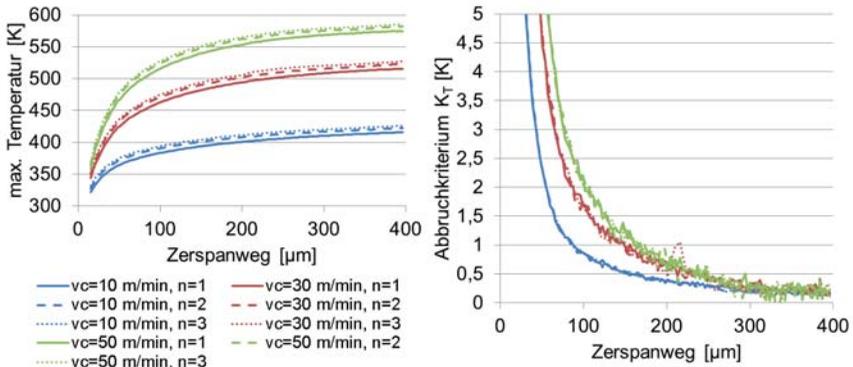


Abbildung 6.7: Verlauf der maximalen Temperatur und des Abbruchkriteriums Temperatur für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten $v_c=10; 30; 50$ m/min bei der sequenziellen Zerspänung mit je drei Schneiden ($h=40 \mu\text{m}$; $\mu=0,3$; $\alpha=2^\circ$; $\gamma=16^\circ$)

Abbildung 6.7 zeigt als Beispiel den Verlauf der maximalen Temperatur in der Zerspänzone (links), sowie das daraus abgeleitete Abbruchkriterium der Temperatur K_T (rechts) bei variiertes Schnittgeschwindigkeit, da diese einen großen Einfluss auf die Temperaturentwicklung in Form der Spitzentemperatur hat. Bei unterschiedlich schneller Temperaturentwicklung kann der Übergang in einen quasistationären thermischen Zustand anhand des Abbruchkriteriums für eine sequenzielle Zerspänung bestimmt werden. Der asymptotische Temperaturverlauf spiegelt sich dabei deutlich im Verlauf des Abbruchkriteriums wider. Ab einem Wert des Abbruchkriteriums von 1,0 K nimmt die Steigung des Kurvenverlaufs deutlich ab und beginnt, sich ab etwa 0,5 K einem asymptotischen Wert anzunähern. Für die sequenzielle Zerspänung ergibt sich im Temperaturverlauf kein bedeutender Unterschied. Die aufgrund der Schnittgeschwindigkeit unterschiedliche Temperaturentwicklung wird auch im Verlauf

des Abbruchkriteriums berücksichtigt. So geht das Abbruchkriterium bei $v_c = 10 \text{ m/min}$ deutlich schneller in einen quasistationären Zustand über, als für die höheren Schnittgeschwindigkeiten mit $v_c = 30 \text{ m/min}$ und $v_c = 50 \text{ m/min}$. Der Schwellenwert für das Abbruchkriterium der Temperatur wird als $K_T = 0,5 K$ definiert, um Anhand der maximalen Temperaturwerte den Eintritt in einen quasistationären Randschichtzustand zu signalisieren.

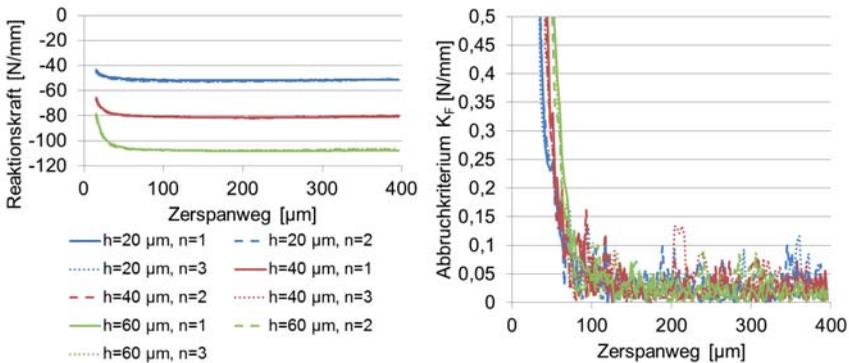


Abbildung 6.8: Verlauf der Reaktionskraft und des Abbruchkriteriums Reaktionskraft für verschiedene Spannungsdicken $h=20; 40; 60 \mu\text{m}$ bei der sequenziellen Zerspanung mit je drei Schneiden ($v_c=30 \text{ m/min}$; $\mu=0,3$; $\alpha=2^\circ$; $\gamma=16^\circ$)

Die Ergebnisse der sequenziellen Zerspanungssimulation sind in Abbildung 6.8 exemplarisch für eine Variation der Spannungsdicke als eine maßgebliche Einflussgröße auf die Reaktionskraft und damit auf die Schnittkraft gezeigt. Analog zum Verlauf der Temperatur zeigt der Verlauf des Abbruchkriteriums K_F den Übergang in einen quasistationären Zustand bei knapp $100 \mu\text{m}$ Zerspanweg, siehe Abbildung 6.8 rechts. Die Werte der Reaktionskraft im quasistationären Zustand sind, abhängig von der Spannungsdicke, unterschiedlich hoch, siehe Abbildung 6.8 links, jedoch ist die Steigung der Verläufe ähnlich, auch für die jeweiligen sequenziellen Zerspannungen. Das Abbruchkriterium K_F erfasst einen quasistationären Zustand zuverlässig für einen größeren Parameterbereich innerhalb der sequenziellen Zerspanung. Die Definition des Abbruchkriteriums der Reaktionskraft erfolgt mit $K_F = 0,05 \cdot N/mm$. Über die beiden Kriterien K_T und K_F wird der minimal nötige Zerspanweg, um in einen quasistationären Bereich einzulaufen, identifiziert. Dies erfolgt unter der Prämisse, dass der Zer-

spanweg dabei so lange wie nötig und so kurz wie möglich ist, um die Rechenzeit zu minimieren, wenn im Folgenden eine die in der Literatur deutlich übersteigende Anzahl an sequenziellen Zerspanungen simuliert werden soll. An den in Abbildung 6.7 und Abbildung 6.8 abgebildeten Ergebnissen ist zu sehen, dass der Reaktionskraftverlauf deutlich schneller in einen quasistationären Zustand übergeht, als die Ausbildung eines Gleichgewichts hinsichtlich der maximalen Temperatur in der Prozesszone. Die Verwendung mehrerer Kriterien ist daher wichtig, um die Interpretation der Prozessdaten abzusichern. Dies wird auch beim Einsatz des Abbruchkriteriums der Spannung K_{σ} deutlich.

In Abbildung 6.9 sind die Verläufe der Spannungsänderung und des Abbruchkriteriums der Spannung K_{σ} bei einer sequenziellen Zerspanung für eine Variation von Schnittgeschwindigkeit v_c , Spannungsdicke h und Reibwert μ dargestellt. Um die Spannungswerte zu erhalten, wird, wie in Kapitel 6.3 beschrieben, jeweils ein Spannungstiefenprofil entlang der Bauteiltiefe aus der Randschicht in einem definierten Abstand zur Schneide extrahiert. Ee et. al beschrieben in [Ee-05] die Eigenspannungen in einem 2D-Model, als diejenigen Spannungen, welche in ausreichend großer Entfernung zur Schneide in der Randschicht verbleiben, während dort der Zerspanvorgang vermutlich noch stattfindet. Demgemäß sollten die zu untersuchenden Eigenspannungen weit von der Scheidkantenspitze entfernt sein, um deren Beeinflussung durch im Umfeld der Schneidkante liegende lokale Spannungsfelder zu vermeiden. Ee et al. verweisen naturgemäß aber auch auf die üblicherweise geringe Ausdehnung der Systemgrenze des Berechnungsmodells, welche einer beliebig großen Entfernung entgegensteht. Ee et. al extrahieren in ihrer Untersuchung die Eigenspannungstiefenprofile in einer Entfernung zur Schneide die dem 7,5-fachen der Spannungsdicke h entspricht. Im Hinblick auf die Simulation mit einer großen Anzahl sequenzieller Zerspanungen und einem geforderten kurzen simulierten Zerspanweg werden die Spannungstiefenprofile jeweils in einer mit $100 \mu\text{m}$ definierten Entfernung zur Schneide während der Simulation extrahiert, was dem 2,5-fachen einer beim Weichräumen typischen Spannungsdicke von $h = 40 \mu\text{m}$ entspricht. Dies ist insofern gerechtfertigt, als vor der Auswertung der extrahierten Eigenspannungen zunächst für das Abbruchkriterium die Spannungen in definierter Entfernung zur Schneide während der Simulation analysiert werden und somit die Etablierung eines quasistationären Randschichtzustandes gewährleistet ist.

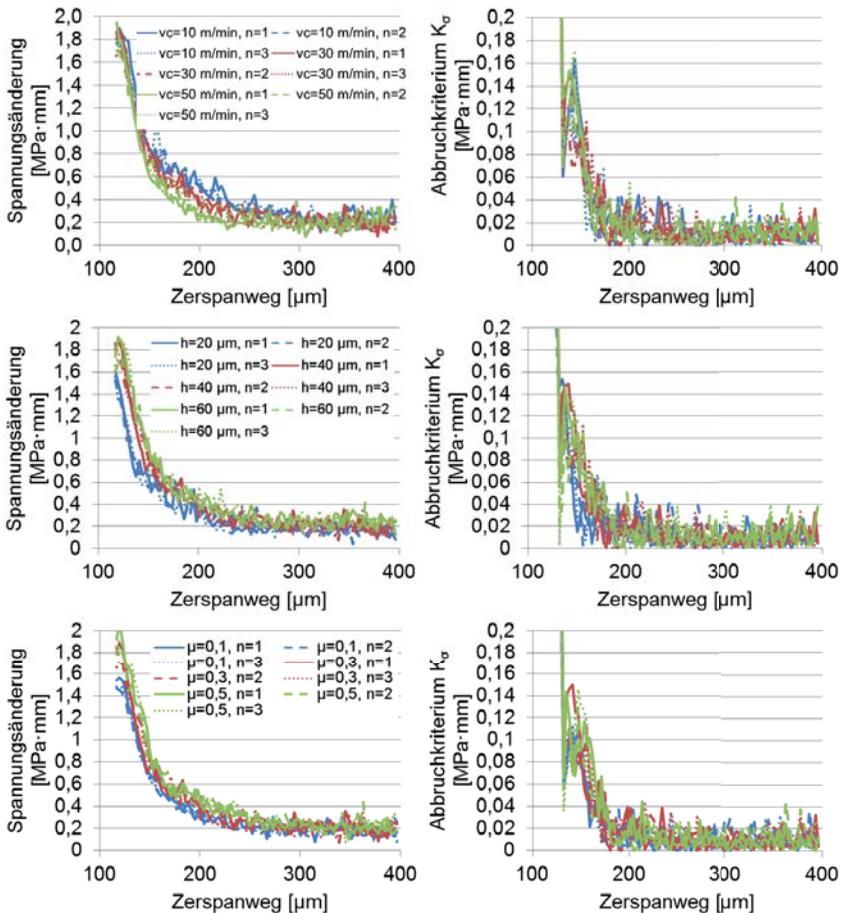


Abbildung 6.9: Verlauf der Spannungsänderung und des Abbruchkriteriums Spannung für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten $v_c=10; 30; 50 \text{ m/min}$ (oben), Spannungsdicken $h=20; 40; 60 \mu\text{m}$ (mittig) und Reibwerte $\mu=0,1; 0,3; 0,5$ (unten) bei der sequenziellen Zerspanung mit je drei Schneiden ($\alpha=2^\circ; \gamma=16^\circ$)

In Abbildung 6.9 (Mitte, rechts) ist bei der Simulation der dritten Schneide und einer Spannungsdicke von $h = 60 \mu\text{m}$ bei einem Zerspanweg von $132 \mu\text{m}$ eine starke negative Schwankung im Kurvenverlauf zu erkennen. Anhand des Abbruchkriteriums Spannung allein wäre bereits bei diesem Zerspanweg von $132 \mu\text{m}$ ein quasistationärer Zu-

stand detektiert worden. Dem Temperaturverlauf zur Folge tritt ein quasistationärer Zustand jedoch erst ab $231\ \mu\text{m}$ ein, siehe Abbildung 6.7, rechts, was die parallele Verwendung mehrerer Kriterien bekräftigt. Als Ergebnis einer Variation der Prozessparameter Schnittgeschwindigkeit v_c , Spannungsdicke h und Reibwert μ in Abbildung 6.9 zeigt sich das Abbruchkriterium K_σ auch unter dem Einfluss geänderter Zerspanungsbedingungen in der Lage, verlässlich einen quasistationären Zustand für die sequenzielle Zerspanung zu detektieren. Wie aus den Verläufen folgt, ist für K_σ ein Wert im Bereich zwischen $K_\sigma = 0,02 - 0,04\ \text{MPa}\cdot\text{mm}$ sinnvoll, so dass der Kurvenverlauf, auch mit den auftretenden Schwankungen der Spannungswerte, für ausreichend lange Zerspanwege dauerhaft den festgelegten Schwellenwert unterschreitet. Das Abbruchkriterium der Spannung wird deshalb mit $K_\sigma = 0,02\ \text{MPa}\cdot\text{mm}$ definiert, um mit einem tendenziell längeren Zerspanweg einen quasistationären Randschichtzustand sicherzustellen.

7 Validierung der Simulationsrechnungen

Um die Qualität der Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen der numerischen Simulation und experimentellen Zerspanversuchen beurteilen zu können, werden im Folgenden die Prozessgrößen Zerspankraft, Temperatur und Eigenspannungen herangezogen und die gemessenen Werte den berechneten Daten gegenübergestellt.

7.1 Zerspankräfte

Zur Validierung des numerischen Modells werden die berechneten Zerspankräfte mit den bei Zerspanversuchen gemessenen Werten verglichen. Die Zerspankräfte werden dabei auf den Spanungsquerschnitt $A = b \cdot h$ bezogen und in Form der spezifischen Schnittkraft k_c ausgewertet, mit:

$$k_c = \frac{F_c}{A} = \frac{F_c}{b \cdot h}$$

Formel 7-1

Die Zerspankraft F_c wird in der Simulation als Reaktionskraft der Werkzeugschneide in x-Richtung ausgelesen (siehe Abbildung 5.1 zur Beschreibung des verwendeten Koordinatensystems). Die experimentellen Werte stammen aus der Arbeit von Meier et al., welcher im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 umfangreiche Zerspanversuche beim Räumen des Einsatzstahls 20MnCr5 im normalisierten Zustand durchführte [Sch-12b]. Die hier dargestellten Ergebnisse entstammen der Trockenbearbeitung mit zwei unterschiedlich beschichteten Räumnadeln, TiAlN bzw. AlCrN und Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 7 - 50 \text{ m/min}$. Die Kraftmessung erfolgt im Experiment mittels Dynamometer, wobei sich die hier aufgeführten spezifischen Schnittkraftwerte jeweils aus der Mittelung über alle 88 Zähne der eingesetzten Räumnadel ergeben. Für eine detaillierte Beschreibung des Räumprozesses sei auf Kapitel 4 verwiesen.

In Abbildung 7.1 ist zunächst der Einfluss der sequenziellen Zerspannung auf die spezifische Schnittkraft in der Simulation dargestellt. Der Verlauf der Reaktionskraft der modellierten Schneide beginnt erst nach einem Vorlauf von $15 \mu\text{m}$, um sicherzustellen, dass Werkstückmodell und Schneide im Kontakt sind. Die vergrößerte Darstellung in Abbildung 7.1 zeigt einen Unterschied im Kraftverlauf zwischen der Zerspannung mit der 1. Schneide, welche in das unbelastete Werkstückmaterial eingreift und den folgenden Zerspannungen (in der vergrößerten Darstellung die 2. bis 4.

Schneide), die eine dünne, bereits verfestigte Randschicht vorfinden. Die spezifische Schnittkraft steigt zu Beginn bei kurzem Zerspanweg steiler an, da das verfestigte Material dem Eindringen der Schneide einen größeren Widerstand entgegengesetzt. Bei sonst konstanten Prozessführungsparametern ergibt sich in der Simulation für längere Zerspanwege und dem Erreichen einer stationären Spannbildung kein signifikanter Einfluss auf den sich auf einen konstanten Wert einstellenden Verlauf der spezifischen Schnittkraft bei einer sequenziellen Zerspannung mit $n=10$ Schneiden. Für die Gegenüberstellung mit den in Zerspanversuchen ermittelten Schnittkräften werden deshalb im Folgenden singuläre Zerspanungssimulationen bei verschiedenen Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 7 - 50 \text{ m/min}$ herangezogen.

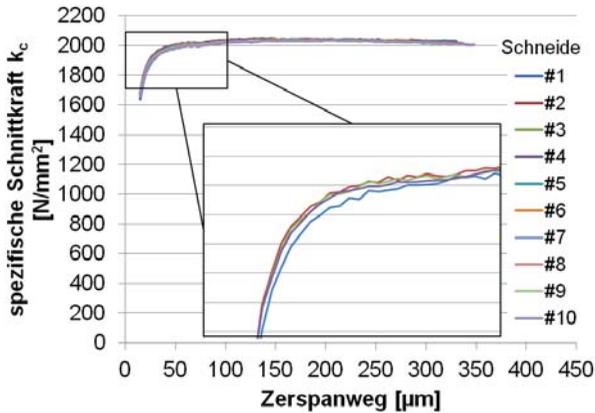


Abbildung 7.1: Verlauf der spezifischen Schnittkraft k_c für eine sequenzielle Zerspannung mit 10 Schneiden

In Abbildung 7.2 sind sowohl die simulierten, als auch die gemessenen spezifischen Schnittkräfte mitsamt einer theoretischen Abweichung um $\pm 30 \%$ dargestellt. Allgemein nehmen die spezifischen Schnittkräfte für hohe Schnittgeschwindigkeiten ab, aufgrund des geschwindigkeitsabhängigen Reibwertes, der thermisch bedingten Materialentfestigung und dem verminderten Aufkommen von Aufbauschneidenbildung. Eine Abnahme der Kraftwerte kann für die simulierten und wie für die berechneten Ergebnisse beobachtet werden. In der Simulation fällt die spezifische Schnittkraft weniger stark ab, was mit dem unterschätzten Einfluss der Reibung erklärt werden kann, da im Modell ein konstanter Reibkoeffizient definiert ist. Für Schnittgeschwindigkeiten größer als 20 m/min überschätzt die Simulation tendenziell die gemessenen Kraftwer-

te um 200-500 N/mm² für beide eingesetzten Werkzeugbeschichtungen bzw. Reibwerte, siehe Abbildung 7.2 (a) und (b).

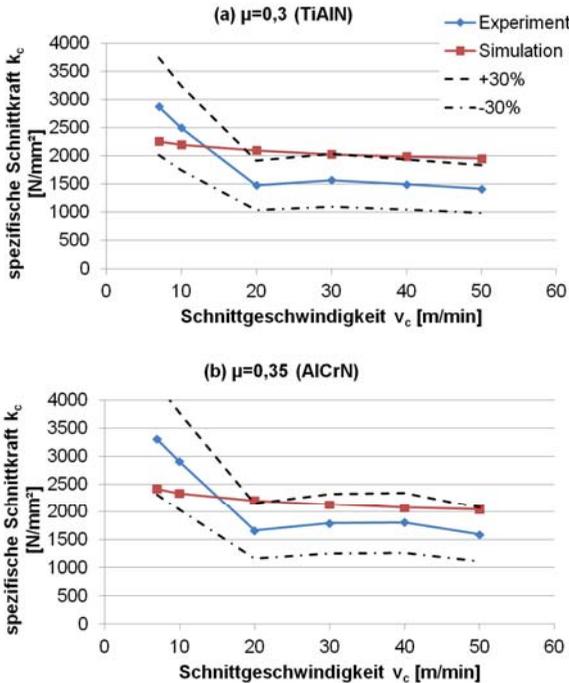


Abbildung 7.2: Vergleich der simulierten und gemessenen spezifischen Schnittkräfte k_c mit den Beschichtungen TiAlN (a) und AlCrN (b)

Im Gegensatz zum in der Simulation definierten Schneidkantenradius mit $r_\beta = 10 \mu\text{m}$, weicht die im Experiment gemessene Verrundung um $\pm 3 \mu\text{m}$ ab [Sch-12b]. Die relative Schärfe r_β/h hat einen Einfluss auf die spezifische Schnittkraft [Fle-08] und kann zusätzlich zu abweichenden Werten zwischen Experiment und Simulation beitragen [Sch-11]. Die quantitative Abweichung der Simulation liegt insgesamt innerhalb einer Abweichung von etwa $\pm 30\%$. Die Abhängigkeit der spezifischen Schnittkraft von der Schnittgeschwindigkeit wird dabei mit hoher qualitativer Übereinstimmung durch die Simulation reproduziert. Für kleinere Schnittgeschwindigkeiten unterhalb 20 m/min zeigt sich ein Unterschied im Schnittkraftverlauf. Bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten können beim Zerspanungsvorgang Aufbauschneiden auftreten [Den-11], die in der

Simulation vernachlässigt werden. Die Aufbauschneidenbildung beeinflusst den Zerspanvorgang und führt zu einer veränderten Schneidkeilgeometrie, was in der Regel zu geringeren Zerspankräften führt. In der Arbeit von Meier et al. [Sch-12b] gab es bei der Trockenbearbeitung am untersuchten Span und auf der geräumten Oberfläche keine Hinweise auf Aufbauschneidenbildung. Die spezifische Schnittkraft wird von der Simulationsrechnung für kleine Schnittgeschwindigkeiten tendenziell unterschätzt, was unter Ausschluss einer Aufbauschneidenbildung auf die geschwindigkeitsabhängige Reibung zurückzuführen sein kann, welche im Modell durch einen konstanten Reibkoeffizient unberücksichtigt bleibt. Zusammenfassend zeigen die simulierten und berechneten Werte der spezifischen Schnittkraft eine gute Übereinstimmung.

7.2 Prozesstemperaturen

Zur Validierung der Simulationsrechnung wurden die Temperaturen auf der Oberfläche der Werkzeugfreifläche herangezogen, da sich diese aufgrund der messtechnischen Zugänglichkeit gut eignen. Zur Messung der Prozesstemperaturen wurden im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 in Zusammenarbeit mit H. Meier Zerspanexperimente mit Ein-Zahn-Werkzeugen durchgeführt, welche mit Frei- und Spanwinkel versehen sind, die zu dem in Kapitel 4 beschriebenen Räumwerkzeug identisch sind. Die bei den Experimenten verwendeten Werkstücke aus 20MnCr5 sind mit einer Bohrung versehen, welche der Strahlungszuführung mittels Glasfaser bei der Temperaturmessung durch ein Pyrometer dient. Dadurch kann während des Zerspanvorgangs die Temperatur auf der Freifläche des Versuchswerkzeugs erfasst werden. Es wurden Versuche mit verschiedenen Spannungsdicken von $h = 40 \mu\text{m}$ und $h = 60 \mu\text{m}$, sowie Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 20 - 50 \text{ m/min}$ durchgeführt. Die bei der Trockenzerspannung eingesetzte Werkzeugbeschichtung wurde in der Simulation durch verschiedene Reibwerte abgebildet, welche sich dabei nach den Herstellerangaben der Versuchswerkzeuge richten. Die Reibwerte betragen daher $\mu = 0,3$ und $\mu = 0,35$. Eine Gegenüberstellung der experimentellen und simulativen Ergebnisse zeigt Abbildung 7.3. Die Temperaturen aus dem Experiment sind jeweils die aus drei Zerspanversuchen gemittelten Messwerte und werden in der Abbildung mitsamt ihrer Streuung angegeben. Für die Messwerte ist neben der Messungenauigkeit eine theoretische Abweichung von $\pm 20 \%$ in Abbildung 7.3 dargestellt. In der Simulation wurde die Temperatur jeweils an der Unterseite der modellierten Werkzeugschneide entlang eines

Pfades ausgelesen und ebenfalls gemittelt, was einem Überfahren der mit der Glasfaser versehenen Bohrung durch das Werkzeug im Experiment entspricht.

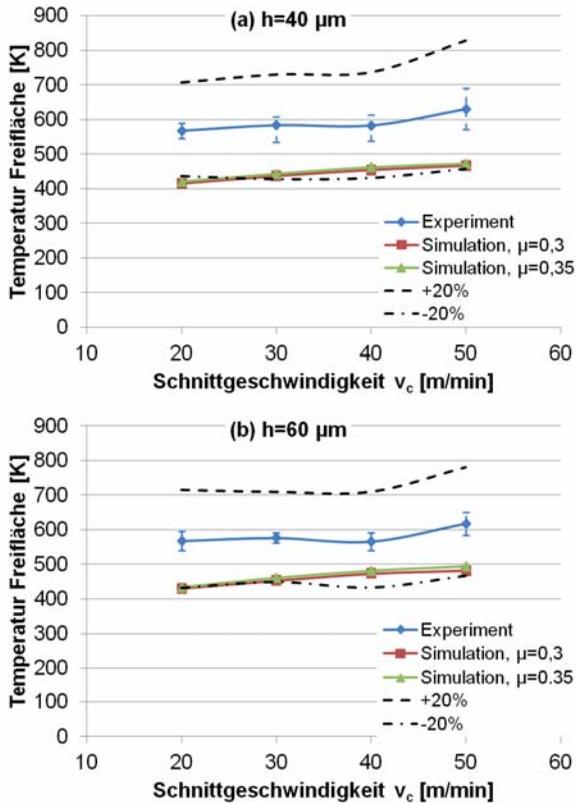


Abbildung 7.3: Vergleich der simulierten und gemessenen Temperaturen an der Freifläche mit (a) Spanungsdicke $h=40 \mu\text{m}$ und (b) Spanungsdicke $h=60 \mu\text{m}$

Für die Ergebnisse der Spanungsdicke $h=40 \mu\text{m}$ ist festzuhalten, dass die Temperaturen an der Freifläche von der Simulation um ca. 120-140 K unterschätzt werden. Die Abhängigkeit der Temperatur an der Freifläche von der Schnittgeschwindigkeit stimmt dagegen sehr gut überein, Simulation und Experiment zeigen eine Zunahme der ausgewerteten Temperaturen von etwa 60 K über den untersuchten Schnittgeschwindigkeitsbereich. Die Variation des Reibwertes in der Simulation hat nur einen geringen Einfluss auf die Temperaturentwicklung. Die Ergebnisse für eine Spanungsdicke von

$h = 60 \mu\text{m}$ zeigt eine analoge Übereinstimmung zwischen simulativen und experimentellen Daten bezüglich eines Temperaturanstieges von ca. 60 K über die Schnittgeschwindigkeit.

Die Simulationsergebnisse liegen auch hier um ca. 80-140 K unterhalb der gemessenen Temperaturwerte. Outeiro et al. beobachteten bei einem Vergleich zwischen Experiment und Simulation [OUT-06a], dass die gemessenen Temperaturen am Werkzeug um etwa 200°C höher sind als die simulativ berechneten Temperaturen. Als Hauptgrund für diese Abweichung vermuten die Autoren, dass die simulierten Temperaturwerte nach einer im Vergleich zum Experiment sehr viel kürzeren Zerspanndauer ausgelesen werden, welche nicht genügt, um stationäre Zerspanbedingungen zu erreichen. Im Gegensatz dazu findet die Temperaturmessung im Experiment unter stationärer Spanbildung statt, mit einer vielfach größeren Kontaktzeit, die zu einem längeren Aufheizvorgang des Werkzeuges und damit zu höheren Temperaturwerten an der Freifläche führt. Anmerkend ist festzuhalten, dass die Temperaturentwicklung an der Werkzeugfreifläche bei dem in Kapitel 6 vorgestellten numerischen Modell nicht Teil der Betrachtungen ist, um das Erreichen eines quasi-stationären Eigenspannungszustands zu ermitteln. Es wird vielmehr die Temperaturentwicklung in der Zerspanzone herangezogen, deren Verlauf sich auch für kurze Kontaktzeiten asymptotisch einem konstanten Wert nähert, siehe Abbildung 6.4 (links). Zusammenfassend zeigt die Oberflächentemperatur an der Freifläche über den betrachteten Schnittgeschwindigkeitsbereich eine mit experimentell gemessenen Werten übereinstimmende qualitative Entwicklung und wird dabei quantitativ von der Simulation aufgrund verringerten Wärmeeintrags in die Werkzeugschneide unterschätzt. Die gemessenen und berechneten Temperaturwerte zeigen in ihrer Übereinstimmung eine Abweichung von weniger als $\pm 20\%$.

7.3 Eigenspannungszustand

Im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 wurde eine vereinfachte Geometrie in Form einer ebenen Platte durch Räumen mit einer Verzahnung versehen, siehe Kapitel 4.2. Als Teil der Charakterisierung der dort betrachteten Fertigungsprozesskette wurden u.a. Eigenspannungsanalysen mittels der Röntgendiffraktion durchgeführt [Str-11]. Es wurden im Außenräumverfahren Nuten in die ebene Platte gearbeitet, wobei die in Kapitel 4.1 beschriebene Räumnadel mit 3x88 Schneiden und einer TiAlN-Beschichtung zum Einsatz kam. Für die Spanungsdicke $h = 40 \mu\text{m}$ wurden in der Tro-

ckenbearbeitung Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 7; 30; 50 \text{ m/min}$ gewählt. Um nach erfolgtem Räumen Informationen über die Eigenspannungsverteilung in tieferen Materialbereichen zu erhalten, wurde bei den Proben mittels elektrochemischen Materialabtrag ohne Einbringung zusätzlicher Eigenspannungen schrittweise Material abgetragen und röntgenographische Eigenspannungsanalysen an der jeweiligen Bauteiloberfläche durchgeführt. Bei der röntgenographischen Eigenspannungsanalyse wird der eingesetzte Röntgenstrahl beim Durchlaufen des Materials entlang der Wegstrecke x nach dem Lambert-Beer'schen Gesetz abgeschwächt [Mei-14a]:

$$I(x) = I_0 \exp(-\varepsilon'x) \quad \text{Formel 7-2}$$

Die Anfangsintensität I_0 nimmt mit dem linearen Schwächungskoeffizienten ε' beim Eindringen in die Oberfläche ab, wobei diese Intensitätsabnahme durch Absorption, Streuung und Beugung begründet ist [Eig-95]. Der einfallende Röntgenstrahl erreicht dabei eine spezifische Eindringtiefe in das Oberflächenmaterial, welche von der Wellenlänge der Strahlung und der Geometrie des Strahlengangs abhängt. Die endliche Eindringtiefe des Röntgenstrahls ist für die Eigenspannungsanalyse insofern von Bedeutung, da sich die erfassten Gitterdehnungen in der Oberfläche des Metalls als Mittelwerte der tatsächlich vorliegenden Gitterdehnungen in Abhängigkeit des Oberflächenabstandes darstellen. Bei der Mittelung werden die messtechnisch erfassten Dehnungswerte entsprechend der im jeweiligen Abstand zur Oberfläche abgebeugten Strahlungsanteile gewichtet [Eig-95]. Aus den ermittelten Dehnungsverläufen ergeben sich als Tiefenprofil entlang der Bauteiltiefe z die über die Eindringtiefe gemittelten und gewichteten Eigenspannungswerte gemäß [Mei-14a]:

$$\sigma(\tau) = \frac{\int_0^{\infty} \sigma(z) e^{-\frac{z}{\tau}} dz}{\int_0^{\infty} e^{-\frac{z}{\tau}} dz} = \frac{1}{\tau} \int_0^{\infty} \sigma(z) e^{-\frac{z}{\tau}} dz \quad \text{Formel 7-3}$$

Bei der Validierung des Modells wurden die abnehmende Intensität und die sich daraus ergebende unterschiedliche Gewichtung der Eigenspannungswerte gemäß Formel 7-3 berücksichtigt, indem die aus der Simulation entnommenen Eigenspannungswerte für einen Vergleich mit experimentell ermittelten Daten entsprechend umgerechnet werden. In Abbildung 7.4 (a) bis (c) sind die berechneten Eigenspannungswerte mit den im Zuge von Zerspanungsexperimenten gemessenen Eigenspannungswerten gegenübergestellt. Die Simulationen der sequenziellen Zerspanun-

gen bilden den Eigenspannungsverlauf über der Bauteiltiefe im Vergleich zu den experimentell ermittelten Eigenspannungswerten für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten gut ab. Insbesondere der Spannungsgradient unterhalb der Bauteiloberfläche wird, mit Ausnahme der Ergebnisse bei Schnittgeschwindigkeit $v_c = 7 \text{ m/min}$, in sehr guter Übereinstimmung durch die Simulation abgebildet. Bei der niedrigsten untersuchten Schnittgeschwindigkeit zeigt der Eigenspannungsverlauf im Experiment unterhalb der Oberfläche einen auffallend starken Wechsel von Zug- und Druckeigenspannungen. Die Eigenspannungswerte werden hier von den Simulationen überschätzt. Die bei allen drei untersuchten Schnittgeschwindigkeiten auftretenden Zugeigenspannungsfelder unter der Bauteiloberfläche werden in ihrer Ausdehnung bis in ca. $20 \mu\text{m}$ Tiefe jeweils bei $1 \leq n \leq 20$ sequenziellen Zerspanungen mit insgesamt hoher Übereinstimmung durch die Simulation reproduziert. Der sich unterhalb anschließende Druckeigenspannungsbereich wird durch das Modell der sequenziellen Zerspannung ebenfalls in guter Übereinstimmung abgebildet, unter Berücksichtigung der in Abbildung 7.4 dargestellten Messfehler der experimentell ermittelten Werte.

Bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 30 \text{ m/min}$ werden die Druckeigenspannungen durch die Simulation tendentiell überschätzt, die Spannungswerte liegen im Experiment im Mittel um ca. 50-100 MPa niedriger. Insgesamt nimmt die Abweichung zwischen den berechneten und gemessenen Eigenspannungswerten über die Bauteiltiefe mit steigender Schnittgeschwindigkeit ab. Zusammenfassend liegen die Simulationsergebnisse für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten aus bis zu $n=20$ sequenziellen Zerspanungen in Form von Eigenspannungstiefenprofilen mit einer insgesamt sehr guten Übereinstimmung im Bereich der mittels röntgenographischer Spannungsanalyse erfassten Werte.

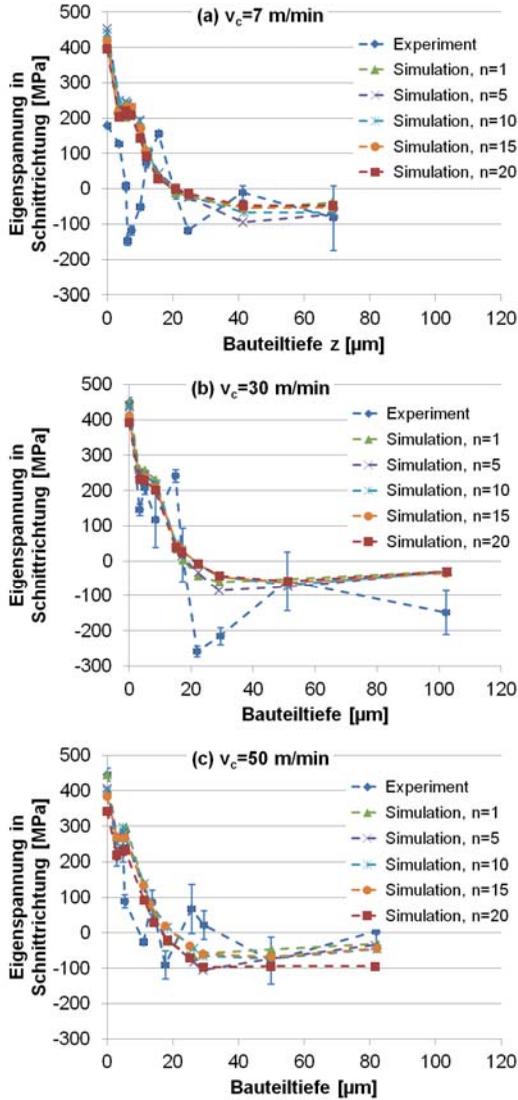


Abbildung 7.4: Vergleich der simulierten und gemessenen Eigenspannungen als Tiefenprofile mit Schnittgeschwindigkeit $v_c=7$ m/min (a), $v_c=30$ m/min (b) und $v_c=50$ m/min (c) für n sequenzielle Zerspanungen mit $1 \leq n \leq 20$

8 Analyse der Eigenspannungsentwicklung bei variierten Prozessstellgrößen

Die aus einer zerspanenden Bearbeitung resultierenden Eigenspannungen in der Randschicht eines Bauteils haben im späteren Einsatz einen signifikanten Einfluss auf dessen Lebensdauer. Insbesondere die Ausbildung von Zugeigenspannungen in oberflächennahen Bereichen, mit einer einhergehenden Minderung der Lebensdauer, macht die simulative Vorhersage der Eigenspannungsentwicklung zu einem notwendigen Werkzeug, um die Wirtschaftlichkeit moderner Produktionsprozesse zu steigern. Die Entstehungsmechanismen fertigungsbedingter Eigenspannungen sind weitgehend bekannt, siehe Kapitel 2.1. Die jeweiligen Einflüsse auf die Größe der entstehenden Eigenspannungen sowie deren Tiefenlage in der oberflächennahen Bauteilrandschicht sind abhängig vom spanenden Bearbeitungsprozess und lassen sich auf fünf wesentliche Punkte zurückführen:

- den Werkstoff und das Schneidenmaterial mitsamt der Beschichtung,
- die Parameter der Prozessführung als Zerspanungsparameter,
- die Auslegung des Werkzeugs, vorallem die Schneidkantengeometrie,
- eine je nach Prozess sequenzielle Zerspanung der Werkstückoberfläche, sowie
- die Bearbeitungshistorie des Bauteils bei einer mehrstufigen Fertigungsprozesskette.

Die Prozesseinflüsse auf die Eigenspannungsentwicklung waren bereits Gegenstand einiger Arbeiten (siehe Kapitel 2.2), jedoch ergeben sich besonders für sequenzielle Zerspanungsprozesse in der Literatur unterschiedliche, teils gegensätzliche Aussagen. Die vorliegende Arbeit befasst sich daher eingehend mit der Analyse des Einflusses der Prozessstellgrößen auf die Eigenspannungsentwicklung bei der sequenziellen Zerspanung. Für die simulative Untersuchung des Einflusses von sequenziellen Zerspanungen auf die Eigenspannungsentwicklung in der Randschicht in diesem Kapitel werden zunächst Standardbedingungen definiert, für die gewählten Prozessstellgrößen Spanwinkel, Freiwinkel, Relative Schärfe, Teilung, Schnittgeschwindigkeit und Reibungskoeffizient, siehe Tabelle 8-1.

Tabelle 8-1: Standardwerte für die Prozessstellgrößen

Stellgröße	Standardwert
$\bar{\gamma}$ [°]	16
$\bar{\alpha}$ [°]	2
\bar{r}_β/\bar{h} [-]	0,25
mit \bar{h} [μm]	40
\bar{t} [mm]	8
\bar{v}_c [m/min]	30
$\bar{\mu}$ [-]	0,3

Die Analyse der Eigenspannungsentwicklung beinhaltet neben der Abbildung einer Anzahl von $n=20$ sequenziellen Zerspanungen die systematische Variation der Prozessstellgrößen und der Bearbeitungshistorie des Werkstücks (in Form von initial im Bauteil vorhandenen Eigenspannungen vor dem Zerspanungsprozess), siehe dazu die Kapitel 8.2 bis 8.8. Tabelle 8-2 zeigt zusammenfassend die gewählte Variation der Prozessstellgrößen. Eine Diskussion und Zusammenfassung der Simulationsergebnisse finden in Kapitel 8.9 bzw. 8.10 statt.

Tabelle 8-2: Variation der Prozessstellgrößen

Stufe [%]	1	25	50	100	150	200	250	300
γ [°]	-	-	8	16	24	32	40	48
α [°]	-	-	1	2	3	4	5	6
r_β/h [-]	-	1,0	0,5	0,25	0,167	0,125	0,1	0,083
mit h [μm]	-	10	20	40	60	80	100	120
t [mm]	-	-	4	8	12	16	20	24
v_c [m/min]	1	-	15	30	45	60	75	90
μ [-]	0,003	0,075	0,15	0,3	0,45	-	-	-

Bei der Definition der Parameterstufen für die verschiedenen Prozessstellgrößen wurde eine möglichst gleichmäßige Verteilung im Parameterraum angestrebt. Ohne eine deutliche Änderung der Einstellungen der Neuvernetzungsparameter waren $n=20$ se-

quenzielle Zerspanungssimulationen mit einem Spanwinkel $\gamma < 8^\circ$ bzw. einem Freiwinkel $\alpha < 1^\circ$ nicht möglich. Um die Vergleichbarkeit der Simulationsergebnisse zu erhalten, wurden die Neuvernetzungsparameter nicht verändert und stattdessen für die kleinste Stufe die jeweils möglichen Werte definiert. Ebenso wurde bei der Schnittgeschwindigkeit v_c der für die Simulationsrechnung kleinste umsetzbare Wert mit 1 m/min gewählt.

Im Falle der Variation der Schneidkantengeometrie in Form von Span- und Freiwinkel sind zwei Szenarien möglich. Zum einen kann eine solche Änderung bei einem realen Werkzeug durch eine Verkippung der Schneide verursacht werden, wobei der Keilwinkel des Werkzeugs konstant bleibt und Span- und Freiwinkel gleichzeitig andere Werte annehmen. Zum anderen ist auch eine Neukonstruktion der Räumnadel denkbar, mit unabhängig veränderten Span- und Freiwinkeln.

Die Auswirkungen auf den Eigenspannungszustand nach der Zerspanung dieser jeweils veränderten Prozessstellgrößen, bzw. einer unterschiedlichen Bearbeitungshistorie, wird anhand der Eigenschaften der resultierenden Eigenspannungsverläufe entlang der Bauteiltiefe, also über den Abstand zur Bauteiloberfläche, untersucht. Zur detaillierten Analyse der Eigenspannungstiefenverläufe werden dabei verschiedene charakteristische Merkmale herangezogen, in Anlehnung an die Arbeiten von Caruso et al., Hua et al. und Umbrello et al. [Car-11, Hua-06, Umb-07]. Die Abbildung 8.1 zeigt dazu einen beispielhaften, sich bei der Zerspanungssimulation von 20MnCr5 einstellenden Eigenspannungstiefenverlauf in Schnittrichtung, sowie die im Folgenden verwendeten fünf charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs:

- die Eigenspannungen an der Bauteiloberfläche σ_0 ,
- die Tiefe des Eigenspannungsbereiches unterhalb der Oberfläche z_0 ,
- das Maximum der Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1 ,
- die Tiefe der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht z_1 ,
- sowie die durch die Zerspanung beeinflusste maximale Tiefe des Eigenspannungsbereichs in der Randschicht z_{\max} .

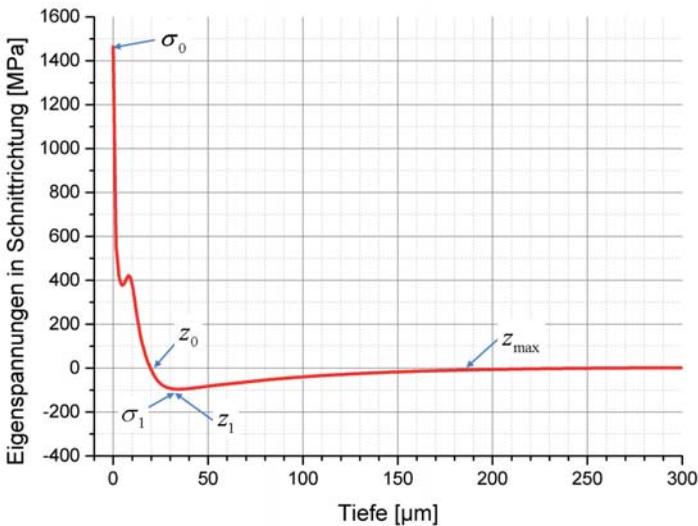


Abbildung 8.1: Charakteristische Merkmale der Eigenspannungstiefenverläufe

8.1 Anzahl sequenzieller Zerspanungen

Mit den Standardwerten für die Prozessstellgrößen wurde mit dem in Kapitel 6 beschriebenen Modell eine sequenzielle Zerspanungssimulation durchgeführt. Dabei beträgt die Anzahl der sequenziell ausgeführten Zerspanungsvorgänge $n=20$. Wie bereits in [Sch-12a] beschrieben, zeigt sich ein deutlicher Einfluss einer mehrfachen Zerspanung auf die Entwicklung des Eigenspannungszustandes in der Bauteilrandschicht und an der Bauteiloberfläche. In Abbildung 8.2 ist die Eigenspannungsentwicklung für die fünf spezifischen Merkmale jeweils über der Anzahl an sequenziellen Zerspanungen dargestellt.

Abbildung 8.2 a) zeigt den Verlauf der Eigenspannungen an der Bauteiloberfläche σ_0 über der Anzahl n der sequenziell ausgeführten Zerspanungen des Bauteils in der Simulation. Nach der ersten Zerspanung liegen an der Oberfläche Zugeigenspannungen von ca. 1450 MPa vor. Diese nehmen tendentiell zu, auf ca. 1600 MPa, bis zur sequenziellen Zerspanung mit $n=8$. Wird die Anzahl sequenzieller Zerspanungen weiter erhöht, fallen die Oberflächenwerte um 300 MPa auf ca. 1300 MPa nach maximal 20 sequenziellen Zerspanungsvorgängen. Die ausgewerteten Eigenspannungen an der Oberfläche zeigen auftretende Schwankungen zwischen den Spannungswerten der einzelnen Zerspanungssimulationen. Insgesamt nehmen die Zugeigenspannungen

gen an der Bauteiloberfläche über die Anzahl an sequenziellen Zerspanungen ab. Die Änderungsrate nimmt für $n > 14$ ab, so dass die Abnahme der Zugeigenspannungen an der Oberfläche mit steigender Anzahl an Zerspanungen auf einen quasi-stationären Wert zu läuft.

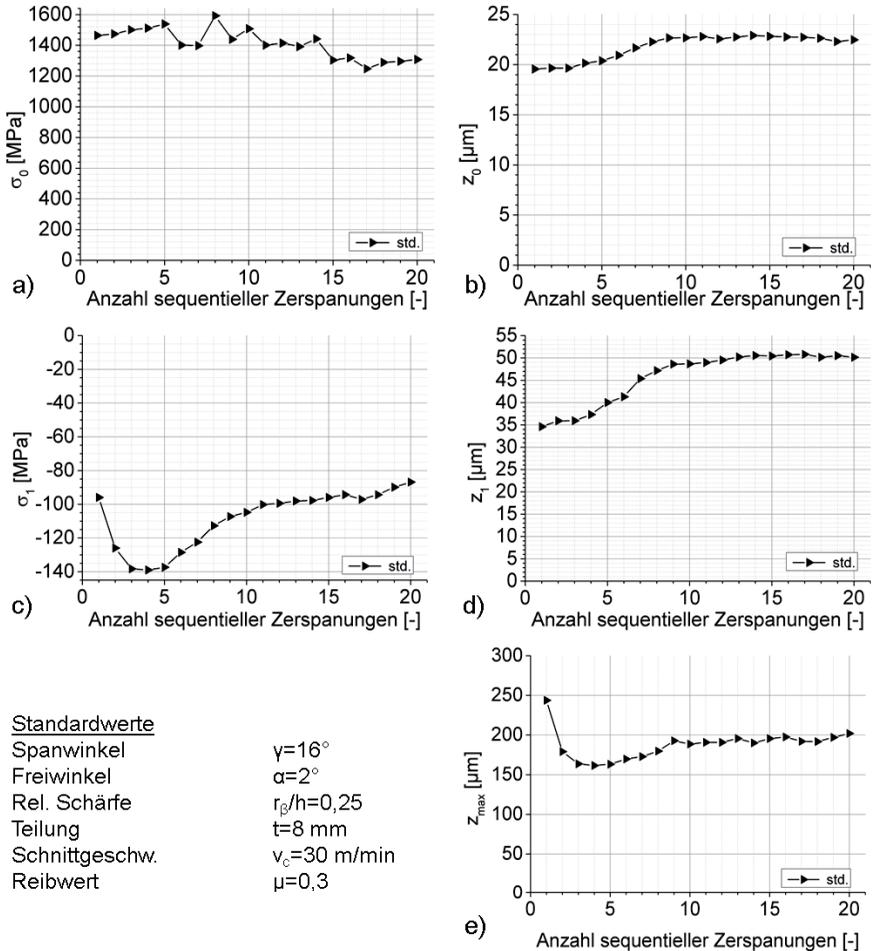


Abbildung 8.2: Einfluss sequenzieller Zerspanungen auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs

In Abbildung 8.2 b) wird der Einfluss der Anzahl an sequenziellen Zerspanungen auf die Tiefe des Eigenspannungsbereiches in der Randschicht z_0 ersichtlich. Mit stei-

gender Anzahl an sequenziellen Zerspanungsvorgängen verschieben sich die dabei abnehmenden Zugeigenspannungen leicht in tiefere Bereiche der Bauteilrandschicht, die Breite des Zugeigenspannungsfeldes unterhalb der Oberfläche vergrößert sich demnach. Die Gesamtverschiebung beträgt dabei knapp $4 \mu\text{m}$. Wie in Abbildung 8.2 dargestellt, findet diese Verschiebung des Zugeigenspannungsfeldes innerhalb der ersten acht ausgeführten Zerspannungen statt, gleichzeitig zur anfänglichen Erhöhung der Zugeigenspannungen an der Oberfläche σ_0 . Für eine größere Anzahl an sequenziellen Zerspannungen zeigt sich keine weitere Verschiebung und die Tiefe der eingebrachten Eigenspannungen unterhalb der Bauteiloberfläche bleibt auf einem quasi-stationären Wert.

Das Minimum der Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1 ist in Abbildung 8.2 c) über der Anzahl sequenzieller Zerspannungen dargestellt. Die in der Randschicht liegenden maximalen Druckeigenspannungen nehmen zunächst mit den ersten vier sequenziellen Zerspannungen um etwa 50 MPa bis zu einem Minimum auf -140 MPa ab. Mit steigender Anzahl sequenzieller Zerspannungen nehmen diese Druckeigenspannungen bis $n=15$ auf das anfängliche Niveau zu. Bis zu einer Anzahl $n=20$ steigen die maximalen Druckeigenspannungswerte weiter auf etwa -85 MPa . Nach Durchlaufen des Druckeigenspannungsminimums bei $n=4$ nehmen die Spannungswerte insgesamt zu und erreichen nach $n=11$ Zerspanungsvorgängen mit einer niedrigen Änderungsrate einen quasi-stationären Eigenspannungszustand.

In Abbildung 8.2 d) wird die Tiefe der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht z_1 in Abhängigkeit der Anzahl von sequenziellen Zerspannungen dargestellt. Die Tiefe der maximalen Eigenspannungen zeigt ebenfalls die größte Verschiebung hin zu tieferen Materialbereichen innerhalb der ersten $n=8$ Zerspanungsvorgängen von ca. $35 \mu\text{m}$ auf $48 \mu\text{m}$. Für sequenzielle Zerspanungsvorgänge mit $n>10$ wird ein quasi-stationärer Zustand bei einer Tiefe von etwa $50 \mu\text{m}$ für die vorliegenden maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht erreicht.

In Abbildung 8.2 e) wird der Einfluss einer sequenziellen Zerspannung auf die dadurch beeinflusste maximale Tiefe z_{max} des Eigenspannungsbereichs in der Randschicht deutlich. Die durch die zerspanbedingten Eigenspannungen beeinflusste maximale Tiefe liegt zunächst bei etwa $250 \mu\text{m}$. Wird die Zerspannung mehrmals wiederholt, nimmt die Ausdehnung des durch Eigenspannungen beeinflussten Materialbereichs deutlich ab. Für $n=4$ sequenzielle Zerspannungen nimmt die Ausdehnung mit ca.

160 μm Tiefe den geringsten Wert an. Mit den nächsten fünf Zerspanungsvorgängen vergrößert sich der beeinflusste Materialbereich wieder auf etwa 190 μm Ausdehnung. Eine weitere Erhöhung der Anzahl sequenzieller Zerspanungen mit $n > 9$ führt zu keiner signifikanten Änderung der Tiefe des beeinflussten Materialbereichs. Das charakteristische Merkmal z_{max} weist ab $n = 10$ auf die Ausbildung eines quasi-stationären Eigenspannungszustandes hin. Zusammenfassend ist anzumerken, dass alle fünf untersuchten charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufes in der Randschicht die Entwicklung eines quasi-stationären Eigenspannungszustandes anzeigen, welcher sich nach einer mit $10 \leq n \leq 15$ größeren Anzahl von sequenziellen Zerspanungsvorgängen einstellt.

8.2 Variation des Spanwinkels γ

Der Standardwert für den Spanwinkel beträgt $\bar{\gamma} = 16^\circ$. In Abbildung 8.3 a) wird der Einfluss des Spanwinkels auf die Eigenspannungen an der Bauteiloberfläche σ_0 ersichtlich. Insgesamt nehmen die Spannungswerte über die $n = 20$ sequenziellen Zerspanungen für alle Spanwinkel tendenziell ab. Wird der Spanwinkel, ausgehend vom kleinsten Wert $\gamma = 8^\circ$, erhöht, so stellen sich für $\gamma = 16^\circ$ und $\gamma = 24^\circ$ zunächst höhere Spannungen an der Oberfläche ein. Für Werte des Spanwinkel $\gamma \geq 32^\circ$ ergeben sich sinkende Spannungswerte für alle $n = 20$ Zerspanungen. Wie in Abbildung 8.3 a) dargestellt, resultiert ein großer Spanwinkel mit $\gamma = 48^\circ$ in etwa um 200 MPa niedrigeren Eigenspannungen im Vergleich zu den Simulationsergebnissen mit $\gamma = 8^\circ$. Der Einfluss des Spanwinkels auf die Eigenspannungen an der Oberfläche σ_0 zeigt sich an einer Zunahme der Spannungswerte mit steigendem Spanwinkel um ca. 100 MPa und an einer Abnahme der Oberflächeneigenspannungen um bis zu 200 MPa für Spanwinkel $\gamma \geq 32^\circ$, wobei die Änderung der Spannungswerte für große Spanwinkel an sich abnimmt.

Die Simulationsergebnisse in Abbildung 8.3 b) zeigen den Einfluss des Spanwinkels auf die Tiefe der Eigenspannungen in der Randschicht z_0 . Die Eigenspannungen an der Oberfläche nehmen mit steigendem Spanwinkel zunächst zu und für $\gamma \geq 32^\circ$ ab. Gleichzeitig nimmt mit steigendem Spanwinkel die Ausdehnung des Zugeigenspannungsfeldes direkt unter der Bauteiloberfläche zunächst deutlich ab und für $\gamma \geq 32^\circ$ in Folge wieder zu, wobei hier ebenfalls die Änderungen für größere Spanwinkel ab-

nehmen. Über die $n=20$ sequenziellen Zerspanungen hinweg ergibt sich für einen Spanwinkel $\gamma = 8^\circ$ mit einer Zunahme der Tiefe z_0 von etwa $6 \mu\text{m}$ ein stärkerer Effekt der sequenziellen Zerspanung. Bei größeren Spanwinkeln hingegen fällt der Effekt der sequenziellen Zerspanung vergleichsweise schwächer aus. Die Ausdehnung des Eigenspannungsbands für größere Spanwinkel über die $n=20$ Zerspanungsvorgänge hinweg vergrößert sich nur etwa um $3-4 \mu\text{m}$. Zusammenfassend bedeuten hohe Zugeigenspannungen an der Oberfläche ein schmaleres Eigenspannungsband geringerer Tiefe. Für abnehmende Oberflächenspannungswerte ergibt sich ein tieferreichendes, breiteres Eigenspannungsband unterhalb der Oberfläche. Insgesamt steigt die Tiefe des Zugeigenspannungsfeldes an der Bauteiloberfläche für $1 \leq n \leq 20$ an.

Der Einfluss des Spanwinkels auf die maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1 ist in Abbildung 8.3 c) dargestellt. Hier wird der Einfluss der sequenziellen Zerspanung auf die maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht über eine Anzahl $n=20$ sequenziellen Zerspanungen deutlich. Dabei nehmen für alle Spanwinkel die nach der ersten Zerspanung vorhandenen Druckeigenspannungen deutlich zu. Diese Zunahme der maximalen Druckeigenspannungen beträgt für alle Spanwinkel etwa das 1,5-fache des Spannungswertes nach der ersten Zerspanung. Nach Durchlaufen eines Minimums zwischen der dritten und vierten sequenziellen Zerspanung nehmen die Druckeigenspannungen wieder zu, wobei sich ein nahezu asymptotischer Verlauf ergibt. Festzustellen ist, dass sich für $\gamma = 8^\circ$ und $\gamma = 16^\circ$ für Zerspanungen mit $n \geq 10$ ein quasi-stationärer Zustand einstellt, welcher durch eine nur noch geringe Änderungsrate von weniger als 10 MPa je Zerspanungsvorgang gekennzeichnet ist. Für größere Spanwinkel laufen die Spannungswerte erst ab etwa $n=15$ Zerspanungen in einen quasi-stationären Zustand. Neben dem Einfluss der sequenziellen Zerspanung führt ein steigender Spanwinkel zu größeren Druckeigenspannungswerten. So bewirkt eine Erhöhung des Spanwinkels von $\gamma = 8^\circ$ auf $\gamma = 48^\circ$ eine Verdopplung der Spannungen im quasi-stationären Zustand von etwa -72 MPa auf -158 MPa . Dies ist auch für das Maximum der Druckeigenspannungswerte mit ca. -120 MPa bzw. -240 MPa gültig.

Die Simulationsergebnisse in Abbildung 8.3 d) zeigen den Einfluss des Spanwinkels auf die Tiefe der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht z_1 . Insgesamt bewirkt dabei die sequenzielle Zerspanung eine Verbreiterung der maximalen Eigenspannungen in tiefere Materialbereiche. Unter Standardbedingungen zeigen die Simu-

lationsergebnisse eine Zunahme der Tiefe z_1 von $34\ \mu\text{m}$ auf $50\ \mu\text{m}$. Dieser Effekt nimmt tendenziell für kleine Spanwinkel zu und ist für größere Spanwinkel schwächer ausgeprägt. Für $\gamma = 8^\circ$ ergibt sich beispielsweise über $n=20$ sequenzielle Zerspanungsvorgänge eine wachsende Ausdehnung um $20\ \mu\text{m}$, wohingegen das charakteristische Merkmal z_1 bei $\gamma = 48^\circ$ nur um $8\ \mu\text{m}$ zunimmt. Bei der Auswertung des Merkmals z_1 ist ebenfalls für eine hohe Anzahl $n=10-12$ an sequenziellen Zerspanungen das Erreichen eines quasi-stationären Zustands anzumerken. Dabei wird dieser tendenziell bei großen Spanwinkeln früher erreicht. Mit der Variation des Spanwinkels wird ein deutlicher Einfluss auf die Tiefe z_1 im quasi-stationären Zustand ersichtlich. So nimmt die Ausdehnung des Druckeigenspannungsfeldes im quasi-stationären Zustand für $8^\circ \leq \gamma \leq 32^\circ$ um ca. $20\ \mu\text{m}$ ab. Wird der Spanwinkel weiter bis $\gamma = 48^\circ$ vergrößert, steigt die Tiefe der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht z_1 nochmals insgesamt um etwa $4\ \mu\text{m}$ an.

Das in Abbildung 8.3 e) dargestellte charakteristische Merkmal z_{max} beschreibt den Einfluss des Spanwinkels auf die maximale Tiefe der von Eigenspannungen beeinflussten Randschicht. Für eine Variation des Spanwinkels mit $8^\circ \leq \gamma \leq 48^\circ$ wird ersichtlich, dass der von Eigenspannungen beeinflusste Materialbereich in der Randschicht in einem quasi-stationären Zustand ab $n \geq 10$ von ca. $240\ \mu\text{m}$ auf $150\ \mu\text{m}$ abnimmt. Der Effekt einer kleineren eigenspannungsbehafteten Zone in der Randschicht ist dabei mit steigendem Spanwinkel weniger stark ausgeprägt, d.h. im Gegensatz zu kleinen Spanwinkeln, nimmt die von den Eigenspannungen beeinflusste Tiefe bei großen Spanwinkeln und wiederholter Zerspanung weniger stark ab, als Vergleich zwischen der singulären Zerspanung mit $n=1$ und der sequenziellen Zerspanung mit $n=20$.

Im Folgenden werden bei der weiteren Variation der analysierten Stellgrößen die wichtigsten Ergebnisse hervorgehoben.

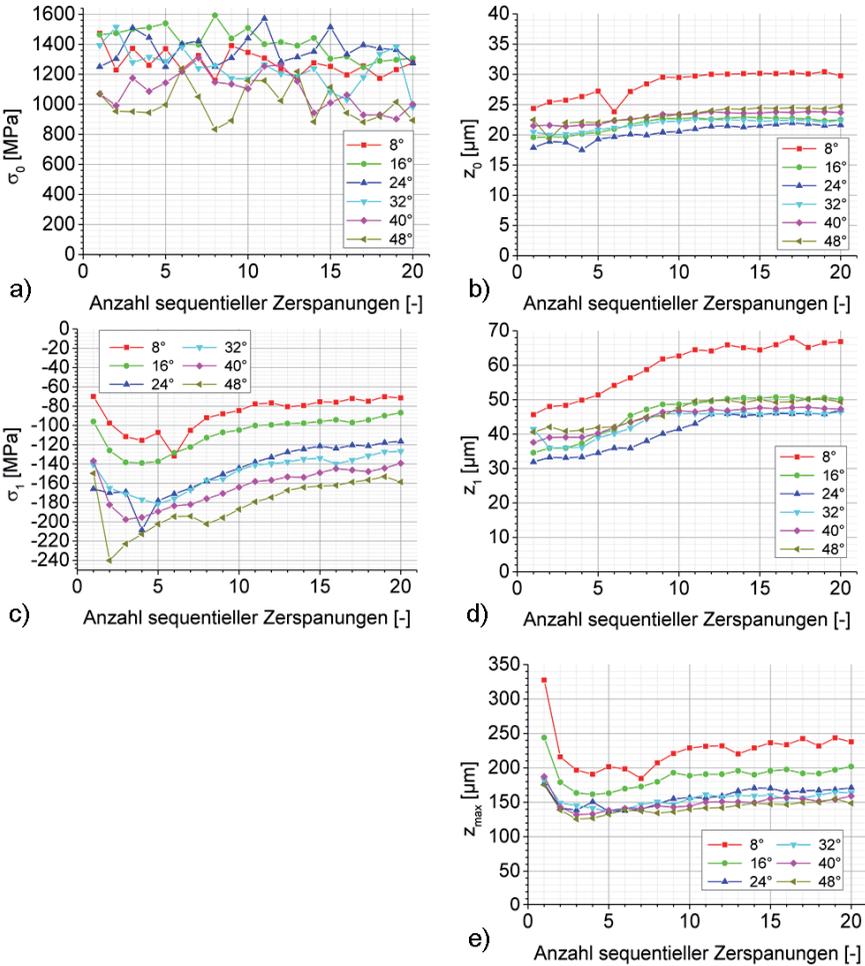


Abbildung 8.3: Einfluss des Spanwinkels auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs

8.3 Variation des Freiwinkels α

Bei der Variation des Freiwinkels zeigt sich ein geringer Einfluss auf die in der Randschicht vorliegenden Zug- und Druckeigenspannungen, siehe Abbildung 8.4 a) und c) nur für den kleinsten Freiwinkel $\alpha = 1^\circ$. Dieser liegt für σ_0 bis zu 400 MPa unter den Ergebnissen des Standardwertes. Für $\alpha \geq 2^\circ$ zeigt sich kein signifikanten Einfluss auf

die Eigenspannungen an der Oberfläche σ_0 , da die Spannungswerte um den gleichen Bereich schwanken.

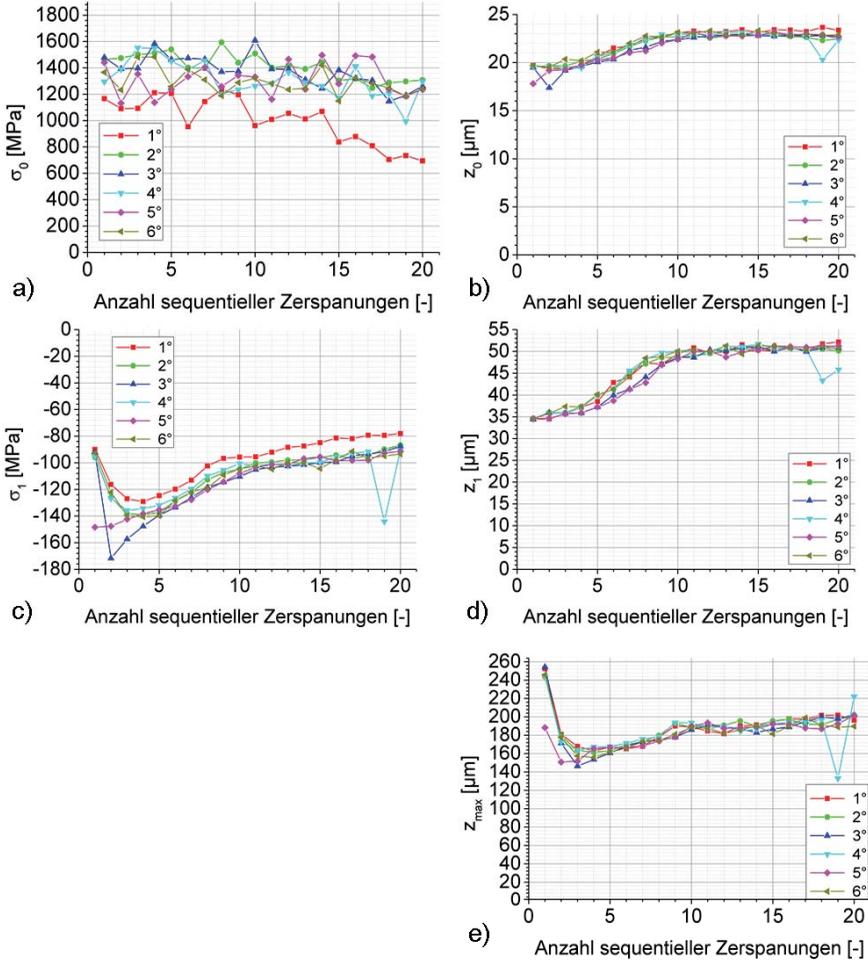


Abbildung 8.4: Einfluss des Freiwinkels auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs

Die Ergebnisse der Simulationen mit $\alpha = 1^\circ$ bezüglich des Merkmals σ_1 scheinen sich um ca. 10 MPa von den übrigen Spannungswerten am Ende des sequenziellen Simulationsprozesses abzuheben. Die charakteristischen Merkmale zur Beschreibung der

Tiefe der Eigenspannungen z_0 , z_1 und z_{\max} werden von einer Änderung des Freiwinkels kaum beeinflusst, siehe dazu Abbildung 8.4 b), d) und e).

Anzumerken sind die in Abbildung 8.4 c) für $\alpha = 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$ auftretenden Spannungsspitzen, die auf Unregelmäßigkeiten im Simulationsablauf zurückzuführen sind. Dabei kann es zu Übertragungsfehlern bei der Neuvernetzung des Bauteils kommen, woraus am rechten Bauteilrand Knoten mit Temperaturen von 0 K resultieren. Diese Störung in der Temperaturverteilung wird über den Zerspanweg, also die Dauer der Simulation, in der Regel schnell ausgeglichen, so dass kein bleibender Einfluss auf die Eigenspannungsergebnisse vorhanden ist. Treten diese Übertragungsfehler allerdings am Ende des Zerspanwegs auf, werden die verfälschten Temperaturgradienten mit ausgelesen und für die nächste Zerspannung $n+1$ übertragen, wie bspw. in Abbildung 8.4 c) ersichtlich. Der Einfluss des Übertragungsfehlers baut sich innerhalb der folgenden sequenziellen Zerspannungen ab.

8.4 Variation der Relativen Schärfe r_β/h

In Abbildung 8.5 a) wird ein starker Einfluss der relativen Schärfe auf σ_0 deutlich. Für abnehmende Werte von r_β/h , d.h. mit einer relativ schärferen Schneidkantenverrundung, nehmen die Zugeigenspannungen σ_0 bei einer sequenziellen Zerspannung deutlich um etwa 600-800 MPa zu. Dabei ist der Einfluss der relativen Schärfe für Werte $r_\beta/h \geq 0,25$ größer, mit einer Spannungszunahme von etwa 400 MPa, als bei $r_\beta/h \leq 0,167$ und einer Zunahme der Spannungswerte um ca. 100 MPa. Das Merkmal σ_0 nimmt über die gesamte sequenzielle Zerspannung mit $n=20$ tendenziell ab für kleinere Werte der relativen Schärfe. Für die Simulationsergebnisse mit $r_\beta/h=0,5$ und $r_\beta/h=1,0$ ist im Durchschnitt ein nahezu konstantes Spannungsniveau zu verzeichnen.

Für abnehmende Werte der relativen Schärfe, d.h. einer zunehmenden Spannungsdicke bei gleichbleibendem Scheidkantenradius, ergeben sich deutlich breitere Zugeigenspannungsfelder unterhalb der Bauteiloberfläche mit einer tieferreichenden Ausdehnung. So verdoppelt sich die Tiefe der Zugeigenspannungen von $z_0 = 15 \mu\text{m}$ auf $z_0 = 33 \mu\text{m}$ bei $n=20$ sequenziellen Zerspannungsvorgängen, siehe Abbildung 8.5 b).

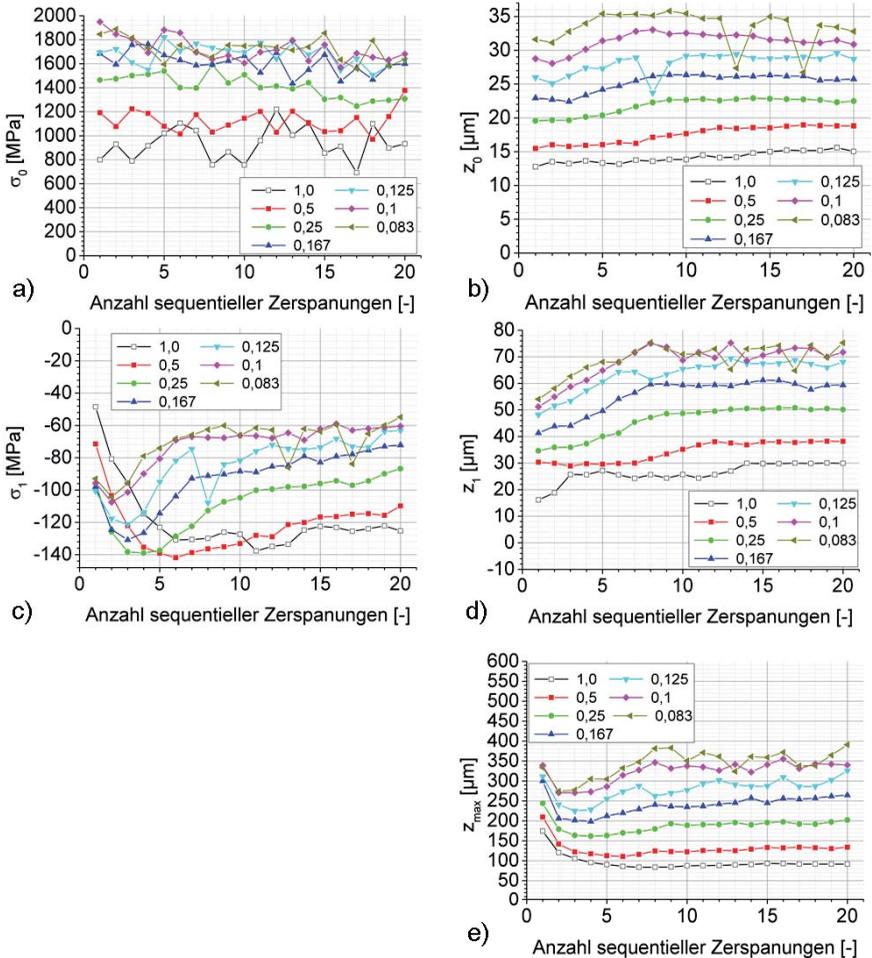


Abbildung 8.5: Einfluss der relativen Schärfe auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs

Die Zunahme von σ_1 für $n \leq 5$ ist stark von der relativen Schärfe abhängig, siehe Abbildung 8.5 c). Für $r_\beta/h = 1,0$ nehmen die Spannungswerte von etwa $\sigma_1 = -48$ MPa auf $\sigma_1 = -132$ MPa und von $\sigma_1 = -92$ MPa auf $\sigma_1 = -104$ MPa ab für $r_\beta/h = 0,083$. Der anschließende Rückgang der Druckeigenspannungen auf ein quasi-stationäres Niveau ist bei kleinen Werten der relativen Schärfe deutlich stärker ausgeprägt, als bei Werten von $r_\beta/h \geq 0,5$.

Die maximalen Druckeigenspannungen in der Bauteilrandschicht σ_1 verschieben sich deutlich in tieferliegende Materialbereiche bei abnehmender relative Schärfe r_β/h . Wie in Abbildung 8.5 d) ersichtlich, liegen die maximalen Spannungswerte nach einer Anzahl sequenzieller Zerspanungen $n=20$ bei einer Tiefe $z_1=30\ \mu\text{m}$ für $r_\beta/h=1,0$. Wird das Verhältnis r_β/h auf 0,083 verkleinert, beträgt die Tiefe $z_1=76\ \mu\text{m}$. Die Verschiebung der Maximalwerte der Druckeigenspannungen für $n\leq 10$ in tiefere Materialbereiche ist bei kleineren Werten der relativen Schärfe r_β/h stärker ausgeprägt.

Die relative Schärfe der Schneide hat, wie in Abbildung 8.5 e) ersichtlich wird, einen signifikanten Einfluss auf die maximale Tiefe der Eigenspannungen in der Randschicht z_{\max} . Im Gegensatz zu einer relativen stumpfen Schneide, wird die Randschicht statt etwa $100\ \mu\text{m}$ tief bis zu durchschnittlich $350\ \mu\text{m}$ Tiefe von den zerspanungsbedingten Eigenspannungen beeinflusst, bei Betrachtung des quasi-stationären Zustands für $n\geq 10$. Die Kurvenverläufe mit kleinen Verhältnissen r_β/h zeigen zudem das Vorhandensein eines Minimums der z_{\max} -Werte zwischen den sequenziellen Zerspanungen $n=2$ und $n=4$.

8.5 Variation der Teilung t

Die Eigenspannungen an der Oberfläche σ_o nehmen mit zunehmender Anzahl an Zerspanungen insgesamt ab für $4\leq t\leq 24\ \text{mm}$, wie in Abbildung 8.6 a) ersichtlich ist. Für eine große Anzahl an sequenziellen Zerspanungen mit $n\geq 15$, also im vorliegenden quasi-stationären Eigenspannungszustand, liegen die Eigenspannungswerte an der Oberfläche für eine kleine Teilung $t=4\ \text{mm}$ bis zu $100\ \text{MPa}$ unterhalb den Ergebnissen für die größte untersuchte Teilung $t=24\ \text{mm}$.

Wie in Abbildung 8.6 b) ersichtlich, führen kleine Werte der Teilung zu tieferreichenden Zugeigenspannungen an der Oberfläche, charakterisiert durch das Merkmal z_o . Dabei findet eine Verschiebung der Zugeigenspannungen für Teilungswerte $t=4\ \text{mm}$ bereits für eine Anzahl sequenzieller Zerspanungen ab $n\geq 3$ statt. Je größer der Teilungswert, desto mehr sequenzielle Zerspanungen sind für eine Verschiebung der Zugeigenspannungen nötig. Anzumerken ist, dass es sich bei dem Wert für $t=16\ \text{mm}$ und $n=17$ um einen fehlerbehafteten Wert in den Simulationsergebnissen handelt.

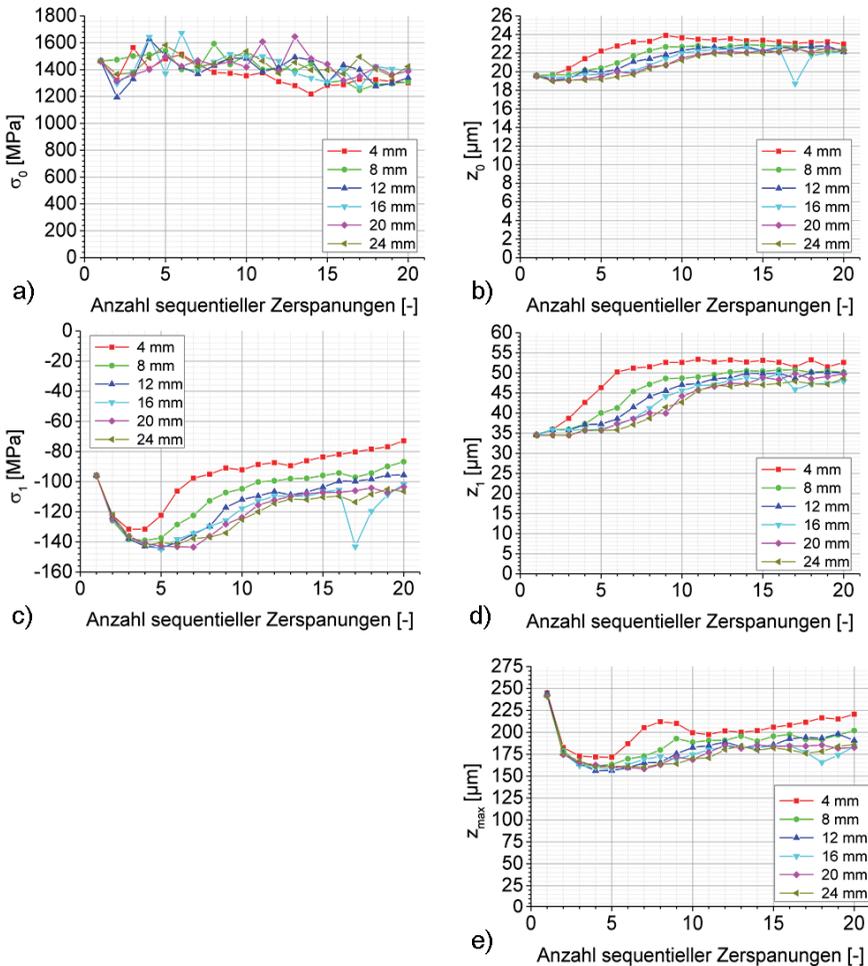


Abbildung 8.6: Einfluss der Teilung auf die Eigenspannungen auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs

Für eine Anzahl sequentieller Zerspanungen $n \geq 3$ unterscheiden sich die Verläufe der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1 signifikant voneinander, siehe Abbildung 8.6 c). Dabei führen größere Werte der Teilung zu zunehmenden maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht. Wird die Teilung von $t = 4 \text{ mm}$ auf $t = 24 \text{ mm}$ erhöht, nehmen die Druckeigenspannungen im quasi-stationären Be-

reich von ca. -80 MPa auf -110 MPa zu, wobei der Einfluss auf die maximalen Druckeigenspannungen mit steigenden Teilungswerten abnimmt.

In Abbildung 8.6 c) ist zudem ersichtlich, dass ein quasi-stationärer Eigenspannungszustand für kleine Teilungswerte bei einer deutlich geringeren Anzahl sequenzieller Zerspanungen ausgebildet wird, als bei großen Werten der Teilung t . Im Vergleich werden die größten Druckspannungen σ_1 bei dem Verlauf mit $t = 4 \text{ mm}$ früher durchlaufen als mit $t = 24 \text{ mm}$. Auch die benötigte Anzahl an sequenziellen Zerspanungen für das Erreichen eines quasi-stationären Eigenspannungszustands unterscheidet sich mit $n \geq 7$ deutlich von $n \geq 13$ für $t = 4 \text{ mm}$ bzw. $t = 24 \text{ mm}$.

Für die Simulationsergebnisse mit dem Standardwert $\bar{t} = 8 \text{ mm}$ steigt die Tiefe z_1 bis zur Ausbildung eines quasi-stationären Eigenspannungszustands ab einer Anzahl sequenzieller Zerspanungen $n \geq 9$ von $35 \text{ }\mu\text{m}$ auf etwa $50 \text{ }\mu\text{m}$ an. Wie in Abbildung 8.6 d) ersichtlich, beeinflusst die Teilung im Werkzeug die Verschiebung der maximalen Druckeigenspannungen in tiefere Werkstückbereiche und gleichzeitig den Beginn des quasi-stationären Eigenspannungszustandes bei der sequenziellen Zerspanung. Je kleiner der Teilungswert ist, desto größer ist die Tiefe z_1 . So beträgt diese für $t = 4 \text{ mm}$ etwa $54 \text{ }\mu\text{m}$ und für $t = 24 \text{ mm}$ etwa $47 \text{ }\mu\text{m}$. Das charakteristische Merkmal z_1 deutet bei $t = 4 \text{ mm}$ ab $n \geq 6$ und bei $t = 24 \text{ mm}$ ab $n \geq 11$ auf einen quasi-stationären Verlauf hin.

Wie in Abbildung 8.6 e) ersichtlich, bedeuten große Teilungswerte eine geringere Ausdehnung des durch Eigenspannungen beeinflussten Materialbereichs in der Randschicht des Bauteils z_{max} . So liegt die Tiefe der beeinflussten Randschicht z_{max} bei $t = 24 \text{ mm}$ auf $220 \text{ }\mu\text{m}$ anstatt auf $180 \text{ }\mu\text{m}$ bei $t = 8 \text{ mm}$.

8.6 Variation der Schnittgeschwindigkeit v_c

Für Schnittgeschwindigkeiten $v_c > 1 \text{ m/min}$ nehmen die Zugeigenspannungswerte σ_0 insgesamt über $n \geq 20$ sequenzielle Zerspanungen ab, siehe Abbildung 8.7 a). Der Spannungsrückgang beträgt zwischen 100 und 200 MPa. Bei der kleinsten untersuchten Schnittgeschwindigkeit $v_c = 1 \text{ m/min}$ bleiben die Zugeigenspannungen an der Oberfläche auf einem nahezu konstanten Niveau. Insgesamt nehmen während der sequenziellen Zerspanung die Simulationsergebnisse mit hohen Schnittgeschwindigkeiten tendenziell niedrigere Zugeigenspannungswerte σ_0 an der Oberfläche an.

Die jeweiligen Verläufe des Merkmals z_0 in Abbildung 8.7 b) zeigen, mit Ausnahme von $v_c = 1 \text{ m/min}$, über die steigende Anzahl der sequenziellen Zerspanungen prinzipiell einen übereinstimmenden Verlauf. Die Ausdehnung des Zugeigenspannungsfeldes entlang der Bauteiltiefe nimmt bis zur Zerspanung mit $n=9$ bzw. $n=10$ um ca. $4 \mu\text{m}$ zu. Für $n \geq 10$ weisen die Simulationsergebnisse auf die Entwicklung eines quasi-stationären Eigenspannungszustands hin, die Änderungen der Spannungswerte sind dann vernachlässigbar klein. Dabei hängt die Tiefe z_0 der Zugeigenspannungen von der Schnittgeschwindigkeit ab. Je niedriger die Schnittgeschwindigkeit, desto tiefer reicht das Zugeigenspannungsfeld an der Bauteiloberfläche in die Randschicht hinein und je höher die Schnittgeschwindigkeit, desto geringer ist die Tiefenwirkung der Eigenspannungsentwicklung.

Abbildung 8.7 c) zeigt eine Abhängigkeit der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1 gegenüber der Anzahl n an sequenziell ausgeführten Zerspanungen, welche durch das Ausbilden eines Druckspannungsminimums nach etwa $n=5$ und das Erreichen eines quasi-stationären Zustands für $n \geq 10$ Zerspanungen gekennzeichnet ist. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit v_c nehmen die in der Randschicht erzeugten maximalen Druckeigenspannungen zu. Dieser Effekt zeigt sich im quasi-stationären Zustand durch um bis zu ca. 30 MPa erhöhten Spannungswerten im Bereich $15 \leq v_c \leq 90 \text{ m/min}$, wobei die Zunahme der Druckeigenspannungen im Bereich von $30 \leq v_c \leq 60 \text{ m/min}$ am stärksten ausgeprägt ist. Anzumerken ist außerdem der ebenfalls deutliche Einfluss für die niedrigste Schnittgeschwindigkeit $v_c = 1 \text{ m/min}$. Hier beträgt der Unterschied zu $v_c = 15 \text{ m/min}$ ebenfalls bis zu 30 MPa. Für sehr niedrige Schnittgeschwindigkeiten wird ein starker Einfluss auf die Entwicklung der maximalen Druckeigenspannungen σ_1 in der Randschicht ersichtlich. Für den dargestellten Verlauf der Schnittgeschwindigkeiten $v_c = 60 \text{ m/min}$ und $v_c = 90 \text{ m/min}$ sind die Spannungswerte für $n=12$ bzw. $n=6$ in den Simulationsergebnissen als Ausreißer zu betrachten.

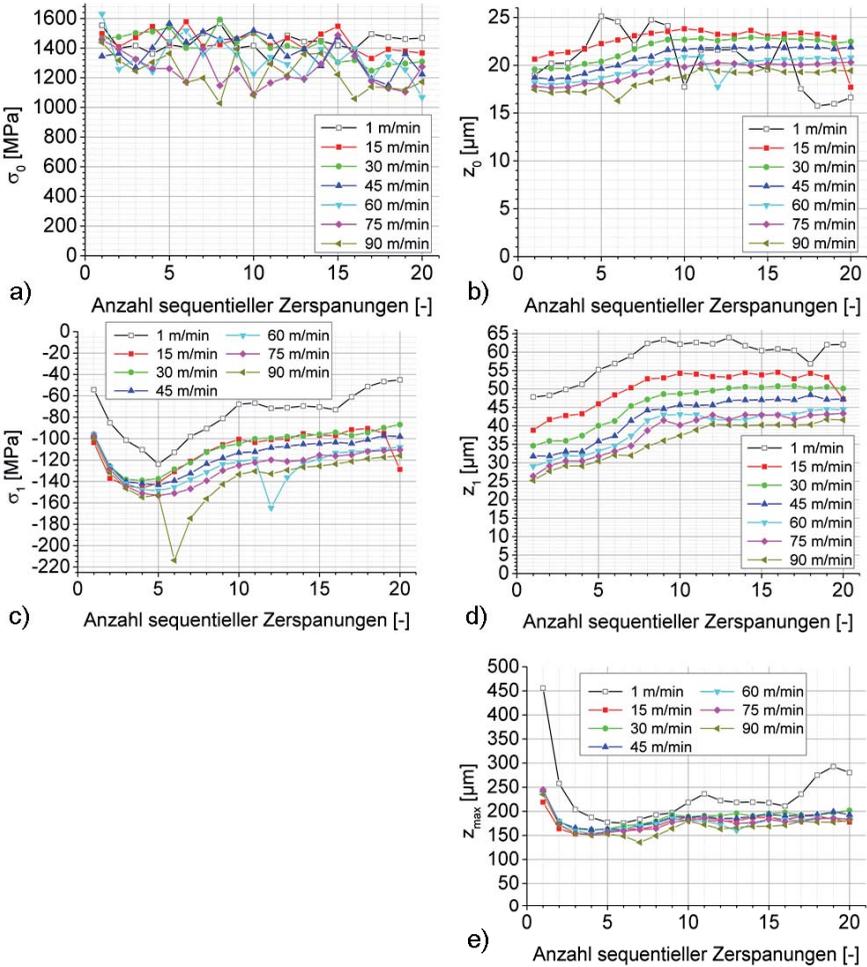


Abbildung 8.7: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs

Analog zu den Zugeigenspannungen unterhalb der Bauteiloberfläche, nimmt mit steigender Schnittgeschwindigkeit die Tiefenwirkung der Zerspanvorgänge ab, die maximalen Druckeigenspannungen befinden sich bei hohen Schnittgeschwindigkeiten in deutlich geringeren Bauteiltiefen z_1 , wie aus Abbildung 8.7 d) ersichtlich wird. Bei $v_c = 1 \text{ m/min}$ beträgt die Tiefe z_1 im quasi-stationären Zustand etwa 61 μm . Mit steigender Schnittgeschwindigkeit sinkt die Tiefe z_1 um etwa 20 μm auf einen Wert von

41 μm bei $v_c = 90 \text{ m/min}$. Die abnehmende Tiefenwirkung tritt dabei für kleine Schnittgeschwindigkeiten stärker auf und nimmt für höhere Schnittgeschwindigkeiten geringere Unterschiede an.

Wie in Abbildung 8.7 e) ersichtlich, ist eine tendenzielle Abnahme der Tiefe z_{max} für steigende Schnittgeschwindigkeiten festzustellen. Bemerkenswert ist bei $n=1$ der Unterschied für die kleinste Schnittgeschwindigkeit $v_c = 1 \text{ m/min}$. Diese scheint eine doppelt so tiefe Gesamteinwirkung auf die Randschicht zu entwickeln wie die restlichen Geschwindigkeiten mit $v_c \geq 15 \text{ m/min}$. In einem ab $n \geq 10$ zu erkennenden quasi-stationären Zustand des Merkmals z_{max} unterscheiden sich ebenfalls die niedrigste Schnittgeschwindigkeit $v_c = 1 \text{ m/min}$ von den übrigen, deren Differenz untereinander mit etwa 50 MPa kleiner ist, als die zwischen $v_c = 1 \text{ m/min}$ und $v_c = 15 \text{ m/min}$.

8.7 Variation des Reibungskoeffizienten μ

Wie in Abbildung 8.8 a) ersichtlich, nehmen die Zugeigenspannungen an der Oberfläche σ_0 insgesamt, mit Ausnahme von $\mu = 0,003$, um etwa 100 MPa über die $n=20$ sequenziellen Zerspanungen ab. Für eine größere Anzahl $n \geq 10$ bewirkt ein zunehmender Reibungskoeffizient ein Absinken der Spannungswerte an der Oberfläche bis $\mu = 0,3$ um ca. 200 MPa auf ein Minimum. Wird der Reibungskoeffizient weiter auf $\mu = 0,45$ erhöht, so steigen die Zugeigenspannungen σ_0 erneut um etwa 100 MPa an.

Für Reibwerte mit $0,003 \leq \mu \leq 0,15$ zeigen sich in Abbildung 8.8 b) keine signifikanten Einflüsse auf die Tiefe der erzeugten Zugeigenspannungen in der Randschicht z_0 . Für $\mu = 0,3$ nimmt z_0 , in einem ab $n > 10$ existierenden quasi-stationären Zustand, um 2 μm zu. Bei einer Erhöhung des Reibungskoeffizienten auf $\mu = 0,45$ nimmt die Ausdehnung des Zugeigenspannungsfeldes nochmals um weitere 5 μm zu. Die Tiefe z_0 nimmt mit steigenden Reibungskoeffizienten tendenziell zu, wobei höhere Reibungswerte einen größeren Einfluss zeigen.

In Abbildung 8.8 c) wird ersichtlich, dass die in der Randschicht erzeugten Druckeigenspannungen σ_1 mit steigendem Reibungskoeffizienten abnehmen, wobei dessen Einfluss für Reibwerte $\mu \geq 0,3$ stärker ausgeprägt ist.

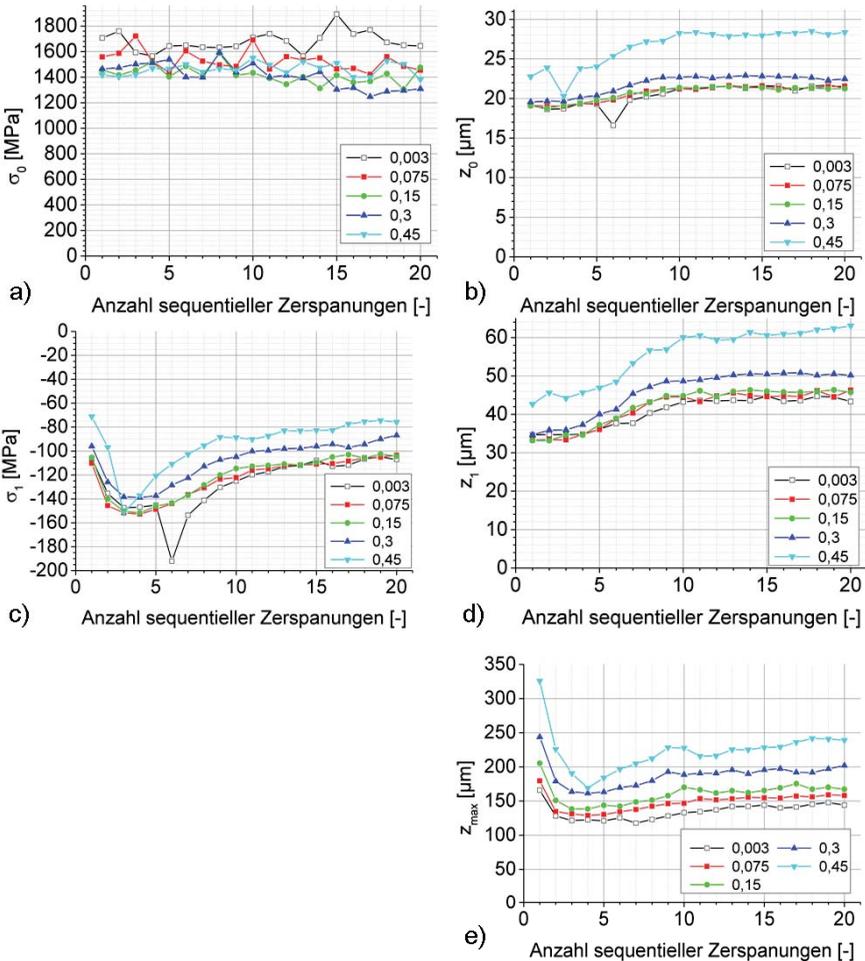


Abbildung 8.8: Einfluss des Reibwertes auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs

So nehmen die Spannungswerte von σ_1 für $n \geq 15$ und $\mu \leq 0,15$ nur um etwa 5 MPa ab. Für $\mu \geq 0,3$ nehmen die Druckeigenspannungen σ_1 jeweils um etwa 10-20 MPa ab. Anzumerken sind in Abbildung 8.8 c) die abweichenden Werte für $\mu = 0,003$ und $\mu = 0,45$ bei der Zerspannung mit $n=6$ bzw. $n=3$, welche auf Unregelmäßigkeiten bei der Durchführung der automatisierten, mehrfach sequenziellen Zerspannungssimulationen zurückzuführen sind.

Die Tiefe der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht z_1 nehmen für kleine Reibwerte mit $\mu \leq 0,15$ um jeweils etwa $2 \mu\text{m}$ zu, siehe Abbildung 8.8 d). Der Einfluss unterschiedlicher Reibungskoeffizienten zeigt sich vor allem für Werte $\mu \geq 0,3$. Die Tiefenlage der maximalen Druckeigenspannungen verschiebt sich hier um etwa $4\text{-}12 \mu\text{m}$ in tieferliegende Materialbereiche.

Ein großer Reibungskoeffizient hat einen bedeutenden Einfluss auf die von bei der Zerspanung induzierten Eigenspannungen beeinflusste Tiefenwirkung auf den Materialbereich in der Randschicht z_{max} , siehe Abbildung 8.8 e). Je größer der Reibwert, desto tiefer reichen die erzeugten Eigenspannungen in das Bauteil hinein. Dies gilt, sowohl für den Eigenspannungszustand nach einer singulären Zerspanung mit $n=1$, als auch für einen quasi-stationären Zustand nach $n \geq 10$ sequenziellen Zerspanungen. Hier nimmt die Tiefe z_{max} des eigenspannungsbehafteten Materials mit steigenden Reibungskoeffizienten mit $0,003 \leq \mu \leq 0,45$ von $z_{\text{max}} \approx 140 \mu\text{m}$ auf $z_{\text{max}} \approx 237 \mu\text{m}$ zu. Für hohe Reibwerte zeigt sich zudem eine stärkere Zunahme des Merkmals z_{max} als für niedrige Reibwerte.

8.8 Bearbeitungshistorie als definierte Anfangszustände

Im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 „Prozessketten in der Fertigung: Wechselwirkung, Modellbildung und Bewertung von Prozesszonen“ wurde eine mehrstufige Fertigungsprozesskette betrachtet, welche aus den Teilprozessen Weichbearbeitung, Wärmebehandlung und Hartbearbeitung besteht. Das Halbzeug zu Beginn dieser Prozesskette kann aufgrund vorgelagerter Herstellungsprozesse nicht als frei von Eigenspannungen betrachtet werden. Daher wird jeder spanende Teilprozess von vorhandenen initialen Eigenspannungen beeinflusst. Um diesen Einfluss auf die Eigenspannungsentwicklung zu analysieren, wird die Bearbeitungshistorie des Bauteils in Form von initialen Eigenspannungen simuliert, welche in Form von Spannungstiefenverläufen als Anfangszustand vorgegeben werden. Diese generischen Eigenspannungstiefenverläufe orientieren sich dabei zwar an den in [Mei-14b] beschriebenen Werten, bilden diese aber nicht im Detail nach. Die initialen Eigenspannungstiefenverläufe werden systematisch variiert, um die Sensitivität der sequenziellen Zerspanungsmodellierung hinsichtlich vorgelagerter Teilprozesse zu bestimmen. Dies wird in Kapitel 9 bei der Entwicklung eines Regressionsmodells für den Eigenspannungszustand bei sequenziellen Zerspanungsprozessen weiter aufgegriffen. Die Ein-

flüsse der verschiedenen Anfangszustände werden anschließend anhand der charakteristischen Merkmale der jeweils resultierenden Eigenspannungstiefenverläufe beschrieben.

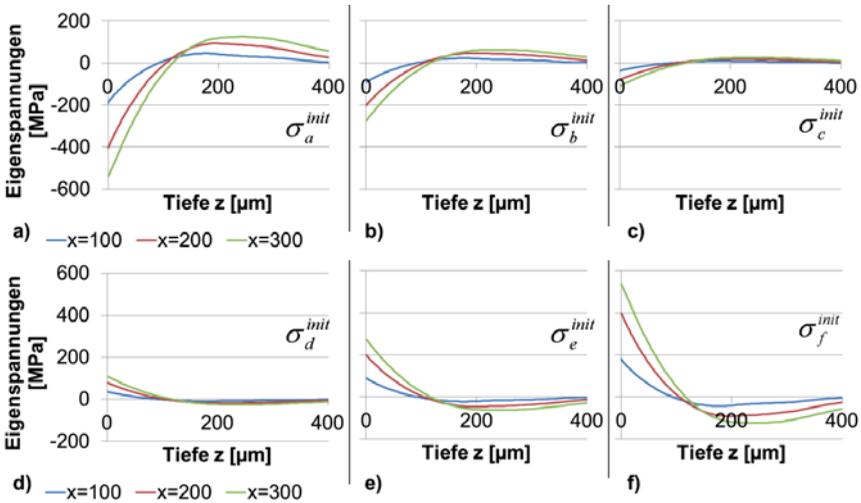


Abbildung 8.9: Initiale Druck- und Zugeigenspannungen in Schnittrichtung als Anfangszustände σ_a^{init} bis σ_f^{init} in der Bauteilrandschicht

Abbildung 8.9 a)-c) zeigt die initialen Spannungstiefenverläufe in Form von Druckeigenspannungen σ_a^{init} bis σ_c^{init} , und als Zugeigenspannungen σ_d^{init} bis σ_f^{init} in Abbildung 8.9 d)-f). Die Spannungswerte steigen dabei für σ_a^{init} bis σ_f^{init} im mathematisch positiven Sinne schrittweise an. Die Druckeigenspannungen in Abbildung 8.9 a) betragen bis zu -600 MPa und gehen bei etwa 100 µm Abstand zur Oberfläche auf ± 0 MPa zurück. Wie in Abbildung 8.9 ersichtlich, nehmen die hier definierten generischen Eigenspannungswerte mit steigendem Abstand x zum Rand des Bauteils, wo in der Zerspanungssimulation die Schneide in Eingriff kommt, zu, siehe dazu auch Abbildung 5.1. Die Werkzeugschneide fährt mit zunehmendem Zerspanweg also in einen ansteigenden Eigenspannungszustand hinein, wobei die abgebildeten Spannungswerte für $100 \leq x \leq 300 \mu\text{m}$ zunehmen. Die abgebildeten Spannungsverläufe ergeben sich dabei aus den Gleichgewichtszuständen, welche der FE-Solver aus den dem initialen FE-Netz aufgeprägten Spannungen berechnet. Die vorgegebenen Spannungswerte werden als Verlauf über der Tiefe modelliert und sind entlang der

Schnittrichtung zunächst konstant. Im Gleichgewichtszustand nehmen die Spannungen zum modellierten rechten Bauteilrand hin mit $x \rightarrow 0 \mu\text{m}$ jedoch ab, da dieser frei von Verschiebungsrandbedingungen ist.

Werden bei der sequenziellen Zerspanungssimulation die initialen Eigenspannungen in der Randschicht variiert und in Form von Druck- und Zugeigenspannungen dem unbearbeiteten Bauteil vorgegeben, so zeigt sich, dass die Zugeigenspannungen σ_0 keine signifikante Beeinflussung erfahren, siehe Abbildung 8.10 a). Die Entstehung der resultierenden Zugeigenspannungen an der Oberfläche ist demnach nur durch die an der Oberfläche stattfindende Zerspanungsvorgänge getrieben und nicht signifikant von der Bearbeitungshistorie beeinflusst.

Das Merkmal der Tiefe der Eigenspannungen in der Randschicht z_0 , dargestellt in Abbildung 8.10 b), zeigt für die initialen Druckeigenspannungszustände σ_a^{init} bis σ_c^{init} keine wesentliche Abweichung der Ergebnisse ohne initiale Eigenspannungszustände. Für ansteigende initiale Spannungswerte in den Zugeigenspannungsbereich mit σ_d^{init} bis σ_f^{init} wird ein starker nichtlinearer Anstieg der Tiefe z_0 ersichtlich. Die initialen Zugeigenspannungen werden von den resultierenden Zugeigenspannungen überlagert und das unter Standardbedingungen erzeugte schmale ca. $20 \mu\text{m}$ tiefe und durch hohe Spannungsgradienten gekennzeichnete Zugeigenspannungsband an der Bauteiloberfläche wird verändert. Dabei folgen die Spannungswerte aus den Zerspannungen mit $n=1$ für σ_d^{init} bis σ_f^{init} zunächst den initial vorgegebenen Eigenspannungen. Der Effekt eines vordefinierten Anfangszustandes bleibt für die ersten sequenziellen Zerspannungen mit $n \leq 3$ sichtbar, wobei dieser mit steigender Anzahl Zerspannungen abnimmt, je nach Größe der initialen Spannungswerte σ_d^{init} bis σ_f^{init} . Der sich für $n \geq 10$ einstellende quasi-stationäre Eigenspannungszustand des Zugeigenspannungsfeldes an der Oberfläche, beschrieben anhand der beiden Merkmale σ_0 und z_0 , wird von den untersuchten initialen Eigenspannungen nicht beeinflusst.

Die maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1 werden über einige Zerspanoperationen hinweg deutlich von im Bauteil vorhandenen initialen Eigenspannungen beeinflusst, wie in Abbildung 8.10 c) ersichtlich ist. Werden die initialen Druckeigenspannungen von σ_c^{init} auf σ_a^{init} erhöht, was für $x = 200 \mu\text{m}$ einem Spannungsanstieg von -80 MPa auf -400 MPa entspricht, nehmen die aus der anschlie-

ßenden Zerspanung mit $n=1$ resultierenden, maximalen Druckeigenspannungen σ_1 deutlich zu, von ca. -95 MPa ohne initialen Eigenspannungen auf ca. -280 MPa für σ_a^{init} . Je größer die initialen Druckeigenspannungen sind, desto größer werden die resultierenden Druckeigenspannungen. Bei einem Anstieg der initialen Eigenspannungen bis in den Zugeigenspannungsbereich hinein von σ_d^{init} bis σ_f^{init} , nehmen die maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht ab. Die im Bauteil vorgegebenen initialen Eigenspannungszustände überlagern in beiden Fällen, für Druck- und Zugeigenspannungen, die resultierenden Spannungswerte positiv. Dieser Einfluss hält sich über einige sequenzielle Zerspanungen hinweg. Wie in Abbildung 8.10 c) ersichtlich ist, nimmt der, in den ersten Zerspanoperationen auftretender und zunächst starker, Einfluss initialer Eigenspannungen über die Anzahl sequenzieller Zerspanungen ab. Bei bis zu $n=5$ wiederholten Zerspanungen gehen die veränderten Spannungsverläufe nahezu auf das unter Standardbedingungen und ohne initialen Eigenspannungen erzeugte Niveau zurück. Bei $n=10$ sequenziellen Zerspanungen stabilisieren sich die maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1 alle in einem quasi-stationären Eigenspannungszustand und die vorhandenen initialen Druckeigenspannungen haben keinen Einfluss mehr. Der quasi-stationäre Zustand der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1 wird für $n \geq 10$ nicht beeinflusst.

Für das charakteristische Merkmal z_1 wird in Abbildung 8.10 d) ersichtlich, dass für kleine initiale Eigenspannungswerte σ_c^{init} und σ_d^{init} keine signifikante Abweichung zu den Simulationsergebnissen unter Standardbedingungen vorhanden ist. Bei den initialen Zugeigenspannungszuständen σ_e^{init} und σ_f^{init} verschieben sich die maximalen Druckeigenspannungen in deutlich größere Tiefen z_1 von 34 μm auf 231 μm . Ein weniger starker Einfluss ist dabei auch für den größten initialen Druckeigenspannungszustand σ_a^{init} festzustellen. Diese Einflüsse sind zunächst deutlich zu erkennen und nehmen bis zu einer Anzahl an $n \leq 3$ sequenziellen Zerspanungen ab. Eine Beeinflussung der Tiefe z_1 im quasi-stationären Zustand ist somit nicht mehr festzustellen.

Für das Merkmal der maximalen Tiefe z_{max} lässt sich in den ersten aufeinanderfolgenden Zerspanoperationen ebenfalls ein deutlicher Einfluss der initialen Eigenspannungen feststellen. Je höher dabei die initialen Druckeigenspannungswerte, desto weniger tief reicht die Beeinflussung der Randschicht durch die resultierenden Eigenspan-

nungen. Die maximale Tiefe z_{max} nimmt mit steigenden initialen Druckeigenspannungen bis σ_a^{init} für $n=1$ von 244 μm auf 148 μm ab, siehe Abbildung 8.10 e).

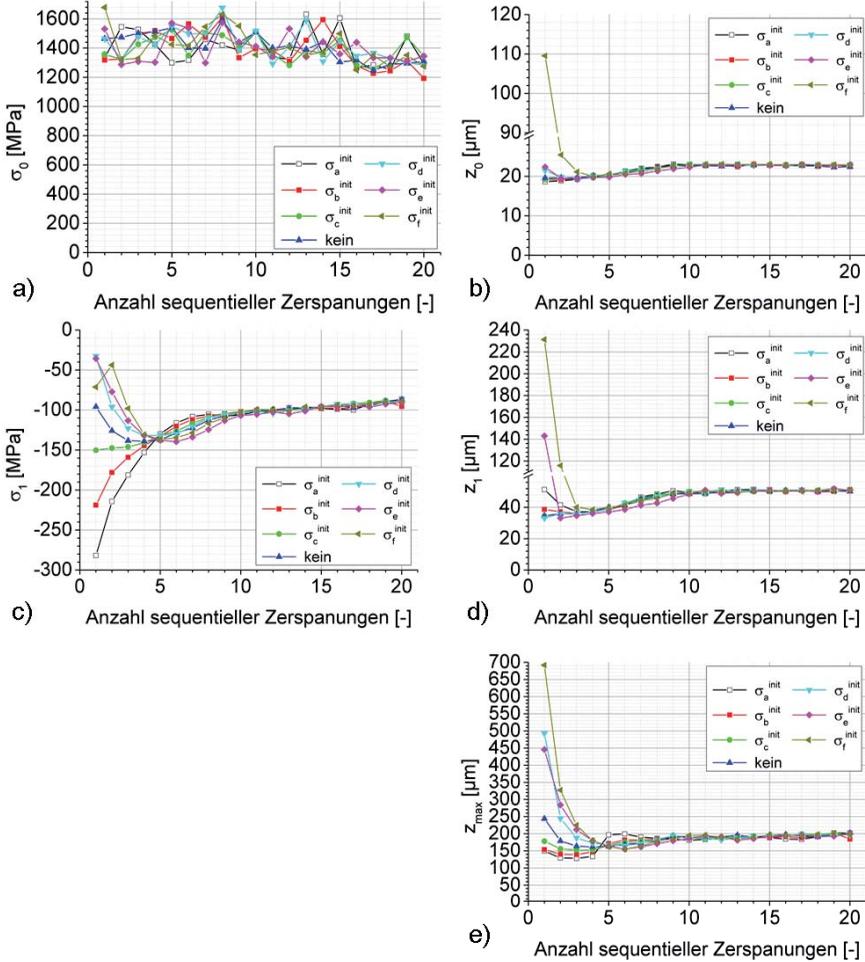


Abbildung 8.10: Einfluss initialer Eigenspannungen auf die charakteristischen Merkmale des resultierenden Eigenspannungstiefenverlaufs

Für steigende initiale Zugeigenspannungen nimmt die Tiefe z_{max} im Gegensatz dazu deutlich zu. Bei den höchsten initialen Zugeigenspannungen σ_f^{init} findet eine Beeinflussung der Randschicht, in Form von resultierenden Druckeigenspannungen, bis zu

einer Tiefe z_{\max} von 692 μm statt. Dieser zunächst große Einfluss auf den resultierenden Eigenspannungszustand nimmt für $n \leq 3$ sequenzielle Zerspanungen deutlich ab, wobei die bei den Zerspanungen erzeugten Spannungen über den Anfangszustand dominieren. Für sequenzielle Zerspanungen mit $n \geq 10$ ist eine Beeinflussung durch die Bearbeitungshistorie des Bauteils auf den quasi-stationären Eigenspannungszustand nicht mehr festzustellen.

8.9 Diskussion

8.9.1 Einfluss der sequenziellen Zerspanung auf die Eigenspannungsentwicklung in der Randschicht

Einige der in Kapitel 2.2.2 beschriebenen Effekte auf den Eigenspannungszustand in der Randschicht stimmen zum Teil mit den in Abbildung 8.2 präsentierten Ergebnissen überein. Aufgrund der vergleichsweise geringen Anzahl an sequenziellen Zerspanungen in der Literatur können vorhandene Übereinstimmungen zumindest für die ersten $n \leq 4$ sequenziellen Zerspanungen festgestellt werden. In den genannten Quellen wird die Zerspanung verschiedener Materialien beschrieben, so dass die Effekte auf die Eigenspannungen nicht uneingeschränkt auf die Bearbeitung von 20MnCr5 übertragen, sondern mehr im Hinblick auf die qualitative Einwirkung auf die Eigenspannungsentwicklung herangezogen werden können. Die Arbeiten von Guo et al., Outeiro et al., sowie Dehmani et al. belegen eine Zunahme vorhandener Zugeigenspannungen an der Bauteiloberfläche unter dem Einfluss einer mehrfachen sequenziellen Zerspanung. Guo et al. beschreiben eine weniger starke plastische Dehnung für die zweite Zerspanung, da das bearbeitete Material bereits verfestigt ist und in Folge dessen eine herabgesetzte Fähigkeit zur weiteren Verfestigung besitzt. Die bei der ersten Zerspanung bewirkte Verfestigung des Materials resultiert bei fortgesetzter sequenzieller Zerspanung eine Vergrößerung des Scherwinkels und damit eine Änderung der Eigenspannungen und der plastischen Dehnung, wobei die an der Bauteiloberfläche liegenden Zugeigenspannungen ansteigen [Guo-02]. Die Ergebnisse in Abbildung 8.2 a) mit einer größeren Anzahl an sequenziellen Zerspanungen zeigen zunächst, dass der Wärmeeintrag zu thermisch bedingten Dehnungen führt und die Ausbildung von Zugeigenspannungen begünstigt. Thermisch bedingte plastische Dehnungen reichen mit zunehmender Anzahl sequenzieller Zerspanungen tiefer in die Randschicht, als Folge nimmt die Tiefe der Zugeigenspannungen zu.

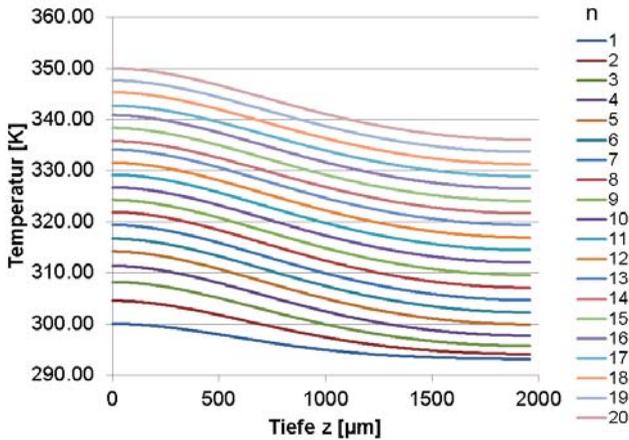


Abbildung 8.11: Tiefenverlauf der Temperatur in den simulierten Teilungsschritten für $n=20$ sequenzielle Zerspanungen

In Abbildung 8.11 ist der Verlauf der Temperatur über den Abstand zur Oberfläche für die Anzahl an sequenziellen Zerspanungen n dargestellt. Die hier abgebildeten Verläufe entsprechen der Situation nach der Simulation des Teilungsschrittes, also dem Zustand im Werkstück, welcher jeweils vor der Zerspanung durch die darauffolgende Schneide des Werkzeugs vorliegt, siehe dazu die Kapitel 6.1 und 6.2. Dabei werden die Verläufe der Ergebnisgrößen in Schnittrichtung hinter der Schneide aus dem zerspannten Materialbereich ausgelesen. Wie am Tiefenverlauf in Abbildung 8.11 ersichtlich ist, nimmt die Temperatur mit jeder weiteren Zerspanung zu und weist auf eine thermisch bedingte Bildung von Zugeigenspannungen hin. Anzumerken ist, dass die Temperaturen während der Zerspanung deutlich höhere Werte annehmen, als nach der hier gezeigten Abkühlung, bedingt durch die Zeitspanne, welche die nächste Schneide benötigt, um die Teilung t mit der Schnittgeschwindigkeit v_c zurückzulegen. Die dargestellten Temperaturverläufe stellen den Zeitpunkt nach der Simulation der Teilung im Werkzeug, also unmittelbar vor dem Eingriff der nächsten Schneide dar. Der Temperaturanstieg über die $n=20$ sequenziellen Zerspanungen beträgt dabei etwa 50 K, wobei die Temperaturgradienten in der Randschicht ($z < 200 \mu\text{m}$) nahezu konstant bleiben. Die in Abbildung 8.2 a) gezeigten Spannungswerte an der Oberfläche steigen über die gesamte Anzahl an sequenziellen Zerspanungen nicht immer weiter an, sondern nehmen nach einem Maximum wieder ab. Auf eine Zunahme um zunächst ca. 150 MPa bis $n=8$ sequenzielle Zerspanungen folgt eine Abnahme bis

$n=20$ um ca. 300 MPa. Der fortlaufende Wärmeeintrag in das Bauteil führt zu einem thermischen Gleichgewichtszustand in der Bauteilrandschicht. Die Breite des Zugeigenspannungsfelds stabilisiert sich bei einem gleichbleibenden Tiefenwert.

Abbildung 8.12 a) und b) beschreiben den Wärmestrom im Werkstück nach der Simulation der Teilung, wie oben erläutert. Der Tiefenverlauf des Wärmestroms in Abbildung 8.12 a) nimmt zur Bauteilmitte hin zu, da hier mehr freies Volumen zur Verfügung steht und sich die Wärme besser ausbreiten kann als am Werkstückrand, aufgrund der höheren Wärmeleitfähigkeit im Material im Vergleich zur an die Umgebung abgegebenen Wärme. Wie in Abbildung 8.12 b) ersichtlich, steigt der Wärmestrom bei einer Tiefe $z=750 \mu\text{m}$, zunächst deutlich bis etwa $n=8$ sequenzielle Zerspanungen an und bleibt dann auf einem nahezu konstanten Niveau. Die durch die wiederholte Zerspanung eingebrachte Wärme fließt kontinuierlich in einem quasi-stationären Zustand durch den modellierten Werkstückausschnitt, was zur Entwicklung eines thermischen Gleichgewichts führt. Das Zugeigenspannungsfeld an bzw. unterhalb der Oberfläche nimmt über die gesamte Anzahl an $n=20$ sequenziellen Zerspanungen insgesamt um ca. 150 MPa im Vergleich zu $n=1$ ab und reicht im Vergleich um 3-4 μm tiefer ins Bauteil hinein, siehe dazu Abbildung 8.2 b). Beide untersuchten Merkmale σ_0 und z_0 weisen ab $n=15$ bzw. $n=9$ auf die Entwicklung eines quasi-stationären Eigenspannungszustandes in der Randschicht hin. Dieser ist um 12 % niedriger und reicht etwa 16 % tiefer ins Bauteil im Vergleich zur singulären Zerspanung.

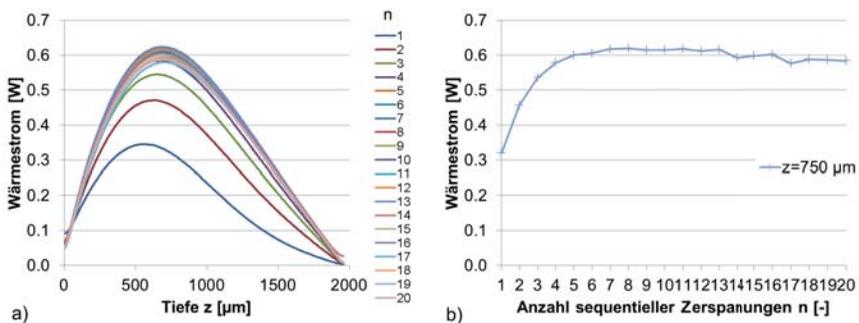


Abbildung 8.12: Wärmestrom in den simulierten Teilungsschritten für $n=20$ sequenzielle Zerspanungen

Übereinstimmend mit den in Abbildung 8.2 c) dargestellten Ergebnissen beschreiben Liu et al. und Dehmani et al. eine Zunahme vorhandener Druckeigenspannungen in

der Randschicht. Dabei führen Änderungen des Scherwinkels zu einer Beeinflussung der in der zweiten sequenziell ausgeführten Zerspanung induzierten Eigenspannungen. Die Schnittkräfte, die Geometrie des Spans, sowie die Temperaturen zeigen kaum einen Effekt [Liu-00]. In [Deh-13] führen Dehmani et al. die Zunahme der Druckeigenspannungen auf thermische Effekte in Form von kumulativen Temperaturen und Deformationen zurück. Die Druckeigenspannungen in der Randschicht nehmen zu Beginn der sequenziellen Zerspanung zunächst weiter zu, siehe Abbildung 8.2 c). Dies ist mechanisch bedingt, da das Material durch vorangegangene Zerspannungen bereits multiplen Deformationen ausgesetzt war. Auch die Tiefe der maximalen Druckeigenspannungen nimmt bei wiederholter Zerspanung zu. Die Druckeigenspannungen durchlaufen bei $n=4$ ein Maximum, mit im Vergleich zu $n=1$ um ca. 40 % höheren Spannungswerten. Die mechanischen Effekte, welche zunächst für die verstärkte Induzierung der Druckeigenspannungen verantwortlich sind, werden bei steigender Anzahl an sequenziellen Zerspannungen schließlich von thermischen Einflüssen dominiert. Die Druckeigenspannungen nehmen als Folge wieder ab. Sowohl die Spannungswerte des Druckeigenspannungsfeldes, als auch dessen Ausdehnung in die Tiefe stabilisieren sich in einem quasi-stationären Zustand, wie an den beiden Merkmalen zur Beschreibung der maximalen Druckeigenspannungen, σ_1 und z_1 , zu sehen ist. Sie weisen ab etwa $n=9-10$ sequenziellen Zerspannungen auf das Vorhandensein eines quasi-stationären Eigenspannungszustands in der Randschicht hin. In diesem Zustand liegen die Eigenspannungswerte um ca. 3 % niedriger und deren Tiefenwert um ca. +46 % höher im Vergleich zu einer einzigen Zerspanung mit $n=1$.

Die sequenziellen Zerspannungen induzieren Eigenspannungen in der Randschicht. Die insgesamte Tiefenwirkung dieser Eigenspannungen wird mittels des Merkmals z_{\max} beschrieben. Wie in Abbildung 8.2 e) ersichtlich, nimmt das Merkmal in den ersten $n=3$ Zerspanungen um ca. 85 μm ab und steigt dann erneut mit den nächsten Zerspannungen bis etwa $n=10$ an. Für eine größere Anzahl an sequenziellen Zerspannungen ist kein signifikanter Einfluss festzustellen, so dass dieser Zustand als quasi-stationär bezeichnet werden kann. Die Tiefe der insgesamt beeinflussten Randschicht liegt um etwa 20 % niedriger als bei der ersten Zerspanung mit $n=1$.

8.9.2 Variation des Spanwinkels

Wird der Spanwinkel variiert, nehmen die Zugeigenspannungen an der Bauteiloberfläche σ_0 im quasi-stationären Zustand von $\gamma = 8^\circ$ bis $\gamma = 24^\circ$ zunächst zu, siehe Ab-

bildung 8.3 a). Ein ansteigender positiver Spanwinkel bedeutet niedrigere Zerspankräfte und eine Abnahme mechanischer Effekte auf die Randschicht. In Abbildung 8.13 ist der Einfluss des Spanwinkels auf die spezifische Schnittkraft dargestellt, wobei die Auswertung der Schnittkräfte in der Simulation erst nach einem Zerspanweg von 15 μm beginnt, um einen Kontakt zwischen Schneidkante und Werkstück zu gewährleisten. Durch die Abnahme mechanischer Effekte gewinnen thermische Effekte mehr Bedeutung, was zur vermehrten Bildung von Zugeigenspannungen führt. Wird der Spanwinkel weiter vergrößert, nehmen die Zugeigenspannungswerte im quasi-stationären Zustand für $\gamma > 24^\circ$ ab. Bei großen positiven Spanwinkeln kann der Span sehr gut über die Spanfläche ablaufen, nachdem er abgeschert und umgeformt wurde.

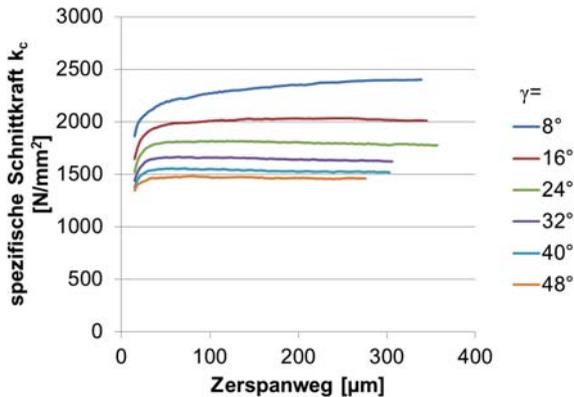


Abbildung 8.13: Einfluss des Spanwinkels auf die spezifische Schnittkraft

Wie in Abbildung 8.14 ersichtlich, beeinflusst ein großer Spanwinkel den Scherwinkel und die Spandicke. Insgesamt ist also weniger Verformungsarbeit nötig, wodurch sich eine sichtlich kleinere Temperaturentwicklung ergibt, was zu einem Rückgang der Zugeigenspannungen an der Oberfläche des Bauteils führt. Mit einem ansteigenden Spanwinkel findet eine Wechselwirkung zwischen abnehmenden Schnittkräften (weniger mechanische Effekte, Druckeigenspannungen nehmen ab) und einer geringeren Temperaturentwicklung (weniger thermische Effekte, Zugeigenspannungen nehmen ab) statt. Da die Zugeigenspannungen σ_0 in den Ergebnissen für sehr große positive Spanwinkel abnehmen, dominieren hier die mechanischen Belastungen gegenüber den thermischen, das bedeutet der thermische Einfluss nimmt vergleichsweise stärker

ab, als der mechanische. Insgesamt verhalten sich die Eigenspannungen bei der Variation des Spanwinkels im Verlauf über der Anzahl sequenzieller Zerspanungen ähnlich der unter Standardbedingungen erzeugten Ergebnisse. Die Änderungen im Eigenspannungszustand in den letzten fünf sequenziellen Zerspanungen sind gering. Das Erreichen eines quasi-stationären Zustands ist für das Merkmal σ_0 wie unter Standardbedingungen ab $n=15$ sequenziellen Zerspanungen festzustellen. Das Zugeigenspannungsband an der Bauteiloberfläche im quasi-stationären Zustand wird bis zu einem Spanwinkel $\gamma = 24^\circ$ und den gleichzeitig zunehmenden Zugeigenspannungswerten an der Oberfläche zunächst schmaler. Für größere Spanwinkel $\gamma > 24^\circ$ nimmt die Breite des Spannungsfeldes wieder leicht zu. Bei Variation des Spanwinkels weist das Merkmal z_0 analog zu den Ergebnissen unter Standardbedingungen insgesamt ab etwa $n=9$ sequenziellen Zerspanungen auf das Erreichen des quasi-stationären Zustands hin.

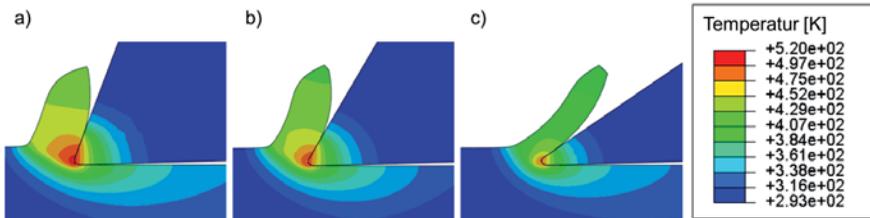


Abbildung 8.14: Temperaturentwicklung bei der Zerspanung unter Standardbedingungen mit $n=1$ für die Spanwinkel a) $\gamma = 16^\circ$, b) $\gamma = 24^\circ$, c) $\gamma = 48^\circ$

Die maximalen Druckeigenspannungen σ_1 , welche unterhalb der Oberfläche in der Randschicht liegen, nehmen im quasi-stationären Zustand mit steigendem positiven Spanwinkel zu. Zudem befinden sich bei $\gamma = 8^\circ$ die maximalen Druckeigenspannungen deutlich tiefer in der Randschicht, als bei größeren Spanwinkeln, was auf die größeren Verformungen des Materials vor der Schneide und die tieferreichenden plastischen Deformationen zurückzuführen ist. Bei den Druckeigenspannungen scheinen die thermischen Effekte, welche an der Oberfläche zunächst zu einer vermehrten Zugeigenspannungsentwicklung führen, weniger Bedeutung zu haben, als mechanische Effekte. Bei ansteigendem positivem Spanwinkel nehmen zwar einerseits die Schnittkräfte ab, andererseits ist die Temperaturentwicklung deutlich weniger stark ausgeprägt. Aufgrund des verbesserten Spanablaufs entsteht weniger Wärme in der pri-

mären und sekundären Scherzone. Dieser Effekt hat insofern mehr Bedeutung für die Eigenspannungsentwicklung, da er stärker ausgeprägt ist, als der gleichzeitige Rückgang der Schnittkräfte bei steigendem positivem Spanwinkel. Als Folge dominieren insgesamt die mechanischen Effekte, was zu steigenden maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht führt. Die maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1 erreichen einen quasi-stationären Zustand für ansteigende Spanwinkel tendentiell erst bei einer größeren Anzahl an sequenziellen Zerspanungen, wie in Abbildung 8.3 c) ersichtlich ist. Wie in Abschnitt 8.1 beschrieben ist, bildet sich bei der sequenziellen Zerspanung unter Standardbedingungen und einem konstanten Spanwinkel ein quasi-stationärer Zustand aus, welcher vom Erreichen eines thermischen Gleichgewichts abhängt. Dabei dominieren die thermischen Effekte gegenüber den mechanischen und es kommt so zu einem Rückgang der Druckeigenspannungen während der sequenziellen Zerspanung. Dieses thermische Gleichgewicht wird für große positive Spanwinkel tendenziell erst bei einer vergleichsweise größeren Anzahl an sequenziellen Zerspanungen erreicht, da wie in Abbildung 8.3 c) ersichtlich, bei ansteigendem positivem Spanwinkel mechanische Effekte dominieren.

8.9.3 Variation des Freiwinkels

Wie in Abbildung 8.4 a) bis e) ersichtlich, zeigt die Variation des Freiwinkels an den fünf untersuchten Merkmalen des Eigenspannungstiefenverlaufs nur auf die Höhe der Eigenspannungswerte im quasi-stationären Zustand einen nennenswerten Einfluss, nicht auf die Tiefe der sich bildenden Eigenspannungsfelder in der Randschicht. Dabei beschränken sich die signifikanten Änderungen der Eigenspannungen auf den Freiwinkel $\alpha = 1^\circ$. Für Freiwinkel $\alpha \geq 2^\circ$ zeigen die Simulationsergebnisse insgesamt keine bedeutende Beeinflussung. Wird der Freiwinkel auf $\alpha = 1^\circ$ gesenkt, nehmen die Zugeigenspannungen um mehr als 400 MPa ab. Bei einem kleinen Freiwinkel ändern sich die Reibungsverhältnisse, die Reibung zwischen der Freifläche der Schneide und der Werkstückoberfläche nimmt zu. Steigende Reibwerte führen zum Rückgang der Zugeigenspannungswerte an der Oberfläche und tendenziell zu mehr Druckeigenspannungen [Liu-00, Mig-09, She-03]. In der Arbeit von Miguélez et al. werden dazu zwei ursächliche Effekte beschrieben: zum einen eine thermische Entfestigung des Materials aufgrund hoher Temperaturen und zum anderen geänderte Eingriffsverhältnisse durch eine vor der Schneide liegenden Zone sehr niedriger Relativgeschwindigkeiten. Dieser Effekt bewirkt, ähnlich einer Aufbauschneide, einen lokal verkleinerten,

teils negativen Spanwinkel. Dies ist auch in der folgenden Diskussion der Ergebnisse bei variierten Reibwerten ersichtlich.

8.9.4 Variation der relativen Schärfe

Der bedeutende Einfluss der relativen Schärfe r_β/h auf die Entwicklung der Eigenspannungen in der Randschicht, wird in Abbildung 8.5 a) bis e) ersichtlich. Die Zugeigenspannungen σ_0 nehmen dabei mit steigenden Werten von r_β/h , also mit einer zunehmend „stumpfen“ Schneide, ab. Durch die im Verhältnis zur Schneidkantenverrundung sehr kleine Spannungsdicke ergibt sich lokal ein verkleinerter, teils negativer, Spanwinkel. Abbildung 8.15 stellt dazu die geänderten Eingriffsverhältnisse am Schneidkeil dar. Zusätzlich führt der sogenannte „ploughing effect“ zu mehr Druck der Schneide auf die Werkstückoberfläche, siehe auch [Aru-04, Agr-13]. Die vor der Schneide ablaufenden Vorgänge ähneln mehr einem Umformen, als einem Trennen des Materials und es wird eine plastisch stärker verformte Materialschicht induziert, als Folge kommt es zur Ab- bzw. Zunahme von Zug-, bzw. Druckeigenspannungen. Ebenso nimmt mit steigendem r_β/h die Tiefe der Zugeigenspannungen unterhalb der Oberfläche z_0 stark ab, da weniger Zugeigenspannungen, sondern mehr Druckeigenspannungen induziert werden, aufgrund der größeren mechanischen Einwirkung auf die Oberfläche. Umgekehrt gilt für kleine r_β/h -Verhältnisse, also für eine „scharfe“ Schneide, dass die Zugeigenspannungen deutlich zunehmen, da der Span weniger stark umgeformt wird und sich als Folge eine größere Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche ergibt. Dies führt zu stärkeren Reibungseffekten, einer höheren Temperaturentwicklung, folglich zu dominanteren thermischen Mechanismen bei der Eigenspannungsentwicklung und damit vermehrt zur Induzierung von Zugeigenspannungen, siehe Abbildung 8.15 und [Hua-06].

Zudem führt eine im Vergleich vergrößerte Spannungsdicke zu einer Vergrößerung der Zerspannungszone und der durch Reibung und plastische Deformation erzeugten Wärme [Mou-12]. Mit steigenden Werten von r_β/h nehmen die maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1 umgekehrt zu den Zugeigenspannungen σ_0 stark zu, aufgrund eines lokal verkleinerten Spanwinkels und größeren mechanischen Effekten. Die Tiefe der maximalen Druckeigenspannungen z_1 nimmt gleichzeitig ab, analog zu den verminderten Zugeigenspannungen an der Oberfläche. Für eine

„scharfe“ Schneide, also für kleine Werte von r_β/h , nehmen die Zugeigenspannungen an der Oberfläche stark zu, die Druckeigenspannungen unterhalb der Oberfläche nehmen in ihrer Höhe ab, aber die Breite des Druckeigenspannungsfeldes in der Randschicht z_{\max} nimmt im Bestreben ein Gleichgewicht der Eigenspannungen zu erhalten deutlich zu. Wie in Abbildung 8.5 a) bis e) ersichtlich, durchlaufen die Werte der untersuchten charakteristischen Merkmale für große r_β/h keine ausgeprägten Maxima. Die Verläufe gehen für große r_β/h schneller, d.h. für eine kleinere Anzahl sequenzieller Zerspanungen, in einen quasi-stationären Zustand über. Das lässt darauf schließen, dass sich schneller ein Gleichgewicht aus mechanischen und thermischen Mechanismen einstellt, wobei die thermischen Effekte weniger eine Rolle zu spielen scheinen, als bei kleinen r_β/h -Verhältnissen.

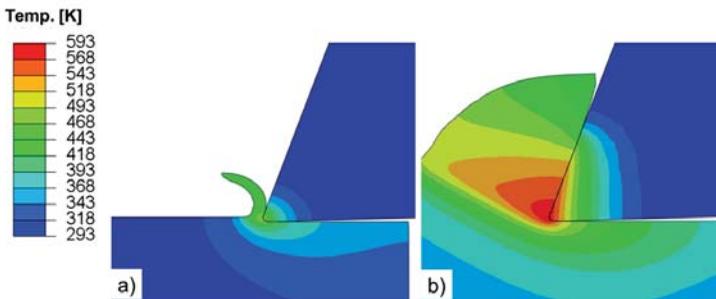


Abbildung 8.15: Einfluss der relativen Schärfe auf die Temperaturverteilung bei $n=15$ und $r_\beta/h = 1,0$ (a) bzw. $r_\beta/h = 0,083$ (b)

8.9.5 Variation der Teilung

Wie in Abbildung 8.6 a) bis e) zu sehen ist, zeigt eine Variation der Teilung im Werkzeug erst ab etwa $n \geq 3$ einen deutlicheren Einfluss. Die aus der Variation der Teilung resultierenden unterschiedlich langen Abkühlzeiten in der Simulation führen zu unterschiedlichen Eigenspannungstiefenverläufen, welche der folgenden sequentiellen Zerspannung als Anfangszustand übertragen werden. Dieser thermische Effekt auf die Eigenspannungsentwicklung kommt erst nach einigen Simulationsdurchläufen zum Tragen. Insgesamt folgen die Tiefenverläufe der charakteristischen Merkmale prinzipiell den Ergebnissen unter Standardbedingungen. Die unterschiedliche Abkühldauer bzw. die Teilung im Werkzeug beeinflusst dabei jedoch die Höhe der Merkmale und

den Zeitpunkt einsetzender Veränderungen während den sequenziell ablaufenden Zerspanungssimulationen. Dabei bedeutet eine kleine Teilung einen größeren Einfluss auf den thermischen Zustand im Werkstück und damit eine durch thermische Mechanismen dominierte Eigenspannungsentwicklung.

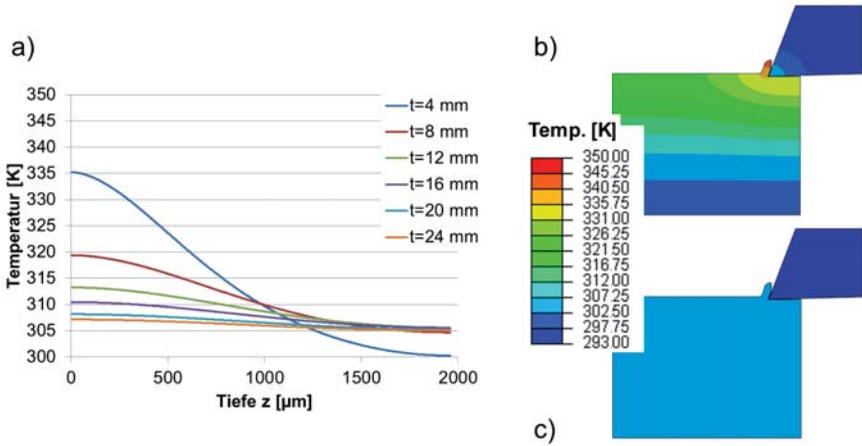


Abbildung 8.16: a) Temperaturverlauf im Werkstück nach Simulation des Teilungsschrittes für verschiedene Teilungen t , b) Temperaturverteilung für $t = 4$ mm und c) für $t = 24$ mm, $n=7$ const.

Am Beispiel einer sequenziellen Zerspanung mit $n=7$ wird ersichtlich, dass ein kleiner Teilungswert deutliche Temperaturgradienten im Bauteil bewirkt, siehe Abbildung 8.16. Für größere Teilungswerte stellt sich dagegen eine nahezu homogene Temperaturverteilung im Bauteil ein. Die Verschiebung der Tiefe der Zugeigenspannungen z_0 findet für kleine Teilungen t bereits bei einer deutlich geringeren Anzahl sequenzieller Zerspanungen statt, als es für große Teilungswerte der Fall ist, siehe Abbildung 8.6 b). Das Druckeigenspannungsfeld, charakterisiert durch das Merkmal z_1 , reicht ebenfalls für kleine Teilungswerte tiefer in die Randschicht hinein. Zudem nehmen die Spannungswerte der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1 ab, siehe dazu Abbildung 8.6 c), da thermische Effekte dominieren und so die Bildung von Zugeigenspannungen begünstigen.

8.9.6 Variation der Schnittgeschwindigkeit

Die Zugeigenspannungen an der Oberfläche σ_0 variieren mit steigender Anzahl sequenzieller Zerspanungen. Die Spannungswerte für niedrige Schnittgeschwindigkeiten liegen dabei im Allgemeinen höher, als bei hohen Schnittgeschwindigkeiten, wie in Abbildung 8.7 a) ersichtlich ist. Dies ist auf die bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten größere durch Wärmeleitung in die Randschicht übertragene Wärmemenge zurückzuführen, wodurch die Bildung von Zugeigenspannungen durch thermisch bedingte Dehnungen begünstigt wird. Aufgrund des vergleichsweise langsamer ablaufenden Wärmeeintrags in die oberflächennahen Materialbereiche ist die Temperaturverteilung für niedrige Schnittgeschwindigkeiten insgesamt deutlich homogener.

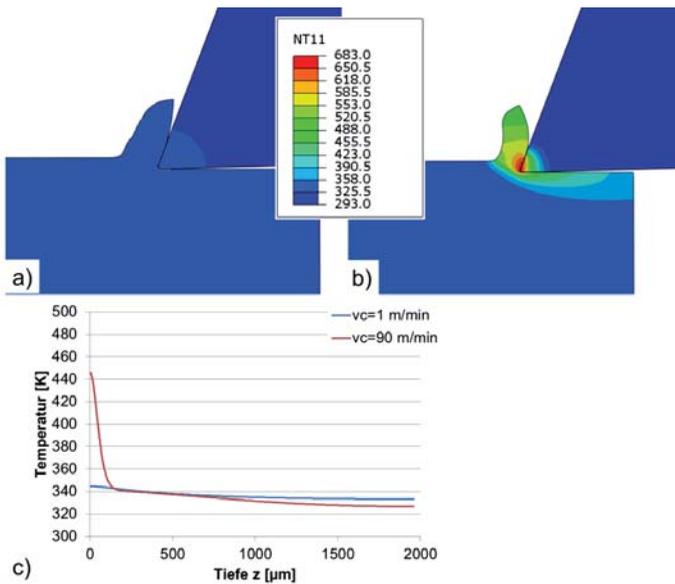


Abbildung 8.17: Temperaturverteilung für Schnittgeschwindigkeiten $v_c = 1 \text{ m/min}$ (a) und $v_c = 90 \text{ m/min}$ (b) und Temperaturverlauf (c)

Abbildung 8.17 a) und b) zeigt dazu die Temperaturen bei $n=20$ für die Schnittgeschwindigkeiten $v_c = 1 \text{ m/min}$ und $v_c = 90 \text{ m/min}$, sowie den Temperaturverlauf in $100 \mu\text{m}$ Abstand hinter der Schneide entlang der Tiefe z in Abbildung 8.17 c). Dadurch nimmt das unter der Oberfläche liegende Feld an plastischen Deformationen zu, was zu tiefer reichenden Zugeigenspannungen führt, wie in Abbildung 8.7 b) deut-

lich erkennbar ist. Die Zugeigenspannungen verschieben sich für kleine Schnittgeschwindigkeiten in tiefere Materialbereiche, ausgelöst durch thermische Effekte. Die Dicke der in einem schmalen Materialband induzierten Zugeigenspannungen nimmt tendenziell mit steigender Geschwindigkeit ab, da die wärmebeeinflusste Zone aufgrund des zunehmenden Wärmeabflusses abnimmt.

Wie in Abbildung 8.7 c) ersichtlich, finden starke Änderungen der maximalen Eigenspannungen in der Randschicht σ_1 in den ersten $n=10$ sequenziellen Zerspanungen statt, welche durch mechanische Effekte begründet sind. Die dabei induzierten Druckeigenspannungen nehmen zunächst deutlich zu. Bei der zweiten sequenziellen Zerspanung, wie bei allen darauffolgenden, kommt die Werkzeugschneide mit Material in Eingriff, welches bereits mehrfachen Vorverformungen unterzogen worden ist. Die Druckeigenspannungswerte durchlaufen ein Maximum und nehmen mit steigender Anzahl sequenzieller Zerspanungen wieder ab, was darauf schließen lässt, dass die zuvor ablaufenden mechanischen Effekte von thermischen Einflüssen überlagert werden. Insgesamt nehmen die Druckeigenspannungen σ_1 über die Anzahl sequenzieller Zerspanungen mit steigenden Schnittgeschwindigkeiten kontinuierlich zu. Dies ist in Abbildung 8.7 c) besonders für $n \geq 5$ ersichtlich. Bei hohen Schnittgeschwindigkeiten findet vergleichsweise weniger Wärmeeintrag in die Randschicht statt, sodass die thermischen Effekte an Bedeutung verlieren, was zu einem Rückgang der Zugeigenspannungen an der Oberfläche führt. Dabei nimmt sowohl die Dicke des Zugeigenspannungsfeldes, als auch die Ausdehnung des Druckeigenspannungsfeldes ab. Aufgrund der zunehmend dominierenden mechanischen Effekte werden folglich tendenziell mehr Druckeigenspannungen in der Randschicht induziert.

8.9.7 Variation des Reibwertes

Mit steigenden Reibwerten entstehen hohe Temperaturen in der Kontaktzone zwischen Schneide und Werkstück, was zu einer Abnahme der Zugeigenspannungen an der Oberfläche σ_0 führt, siehe Abbildung 8.8 a). Aufgrund hoher Reibwerte kann es nach [Mig-09] zur thermischen Entfestigung des Materials kommen, was einen Rückgang der Zugeigenspannungen zur Folge hat. Eine signifikante Materialentfestigung konnte in den Ergebnissen allerdings nicht festgestellt werden. Weiter führt nach Mi-guélez et al. die reibungsbedingte hohe Wärme einerseits zu mehr Zugeigenspannungen. Andererseits bewirkt ein hoher Reibwert, dass sich die vor der Schneide liegende Zone mit sehr niedrigen Relativgeschwindigkeiten vergrößert, wie in Abbildung

8.18 ersichtlich ist. Die Knotenverschiebungen „U“ direkt vor der Schneide gehen bei einem Reibwert $\mu = 0,45$ in einem signifikant größeren Materialbereich gegen Null. Der durch diese geringen Relativgeschwindigkeiten verursachte Effekt ähnelt dem einer Aufbauschneide, wodurch sich lokal ein negativer Spanwinkel bildet und so in zunehmenden Druckeigenspannungen resultiert. Für Reibwerte $\mu \leq 0,3$ nehmen die Zugeigenspannungen an der Oberfläche σ_0 ab, was auf die Wirksamkeit dieses Effekts hindeutet. Für den Reibwert $\mu = 0,45$ nehmen die Spannungswerte hingegen wieder leicht zu, da hier die thermische Einwirkung des hohen Reibwertes wiederum mehr Zugeigenspannungen induziert. Gleichzeitig nimmt dabei auch die Tiefe des Zugeigenspannungsfeldes z_0 zu. Es zeigt sich ebenfalls der Einfluss auf die maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht, gekennzeichnet durch die Merkmale σ_1 und z_1 . Das Druckeigenspannungsfeld ändert sich gleichzeitig mit den Zugeigenspannungen an der Oberfläche. Bei sinkenden Zugeigenspannungen nehmen auch die maximalen Druckeigenspannungen ab. Bei tieferreichenden Zugeigenspannungen an der Oberfläche aufgrund hoher Reibwerte verschieben sich auch die maximalen Druckeigenspannungen in tiefere Materialbereiche und die Ausdehnung des Druckeigenspannungsfeldes z_{\max} nimmt zu.

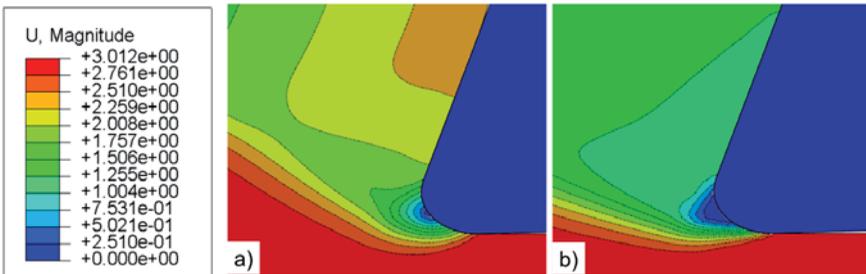


Abbildung 8.18: Ausbildung einer Stauzone mit geringen Relativgeschwindigkeiten vor der Schneide für verschiedene Reibwerte, $\mu = 0,003$ (a) und $\mu = 0,45$ (b)

8.9.8 Einfluss des Anfangszustandes auf die Eigenspannungsentwicklung bei sequenzieller Zerspanung

Das bei der Zerspanung induzierte Zugeigenspannungsfeld an der Oberfläche wird in seinem quasi-stationären Zustand durch in die Randschicht eingebrachten initialen Eigenspannungen nicht wesentlich beeinflusst. Dieses Eigenspannungsfeld hat eine

geringe Ausdehnung von weniger als 25 μm und ist von starken Spannungs- und Dehnungsgradienten gekennzeichnet. Die bei der Zerspanung von 20MnCr5 mit positiven Spanwinkeln typischerweise erzeugten Eigenspannungstiefenverläufe (siehe Abbildung 8.1) weisen an der Oberfläche hohe Zugeigenspannungen mit hohen Gradienten bis zu etwa 30 μm Tiefe auf. Darunter schließt sich ein Druckeigenspannungsfeld bis etwa 200 μm Tiefe an. Im Vergleich zu den initialen Eigenspannungstiefenverläufen in Abbildung 8.9 a) bis f) zu Beginn der sequenziellen Zerspanungssimulation findet, wie aus Abbildung 8.10 ersichtlich, eine starke Umlagerung der Eigenspannungen statt; die resultierenden Zugeigenspannungswerte liegen unabhängig vom Anfangszustand in etwa auf dem Niveau der Simulationsergebnisse ohne Berücksichtigung der Bearbeitungshistorie. Die bei der sequenziellen Zerspanung wirkenden Mechanismen zur Erzeugung der Zugeigenspannungen an der Bauteiloberfläche sind hier gegenüber den vorhandenen initialen Eigenspannungen dominant. Dies wird durch die Beobachtung von Meier et al. bestätigt, welche ebenfalls eine Änderung des Eigenspannungszustands von aus der Wärmebehandlung resultierenden Druckeigenspannungen in nach der Zerspanung in der Randschicht vorhandene Zugeigenspannungen feststellten [Mei-14b].

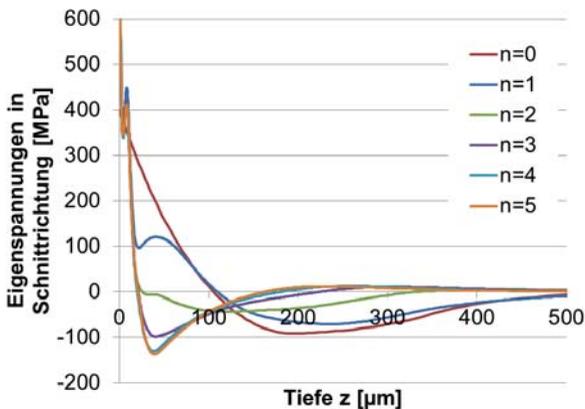


Abbildung 8.19: Überlagerung initialer ($n=0$) und resultierender ($n \geq 1$) Zugeigenspannungen für σ_f^{init}

Der Einfluss der dominierenden Mechanismen baut sich hinsichtlich der Zugeigenspannungen an der Oberfläche innerhalb $n \leq 4$ sequenziellen Zerspanungen ab. Der

sichtlich starke Einfluss vorhandener initialer Zugeigenspannungen σ_f^{init} zu Beginn der sequenziellen Zerspanung zeigt, wie sich die Eigenspannungstiefenverläufe überlagern, siehe Abbildung 8.19. Die abgebildeten Eigenspannungsverläufe sind bei einem Zerspanweg von ca. 300 μm , dem in Kapitel 6.3 beschriebenen Abbruchkriterium zur Detektion quasi-stationärer Spannungszuständen gemäß, ausgelesen worden. Da die Eigenspannungstiefenverläufe stets in einem konstanten Abstand hinter der Schneide ausgewertet werden, entspricht der dort vorliegende initiale Eigenspannungszustand mit $n=0$ den in Abbildung 8.9 f) gezeigten Verlauf für $x = 200 \mu\text{m}$. Die Bildung der Zugeigenspannungen direkt an der Oberfläche mit $n=1$ sind allein durch die Zerspanung getrieben. Dabei wirken die an der Oberfläche ablaufenden Umform- und Trennvorgänge im Material bis zu einer Tiefe von ca. 70 μm . Unterhalb davon gehen die zerspanungsbedingten Eigenspannungen auf den Verlauf des initialen Eigenspannungszustandes mit $n=0$ zurück. Bei fortgesetzter sequenzieller Zerspanung mit $n \geq 2$ nimmt dieser zunächst große Effekt bei der folgenden Zerspanung deutlich ab, was ebenfalls auf eine starke Umlagerung der Eigenspannungen und die Dominanz der bei der Zerspanung ablaufenden Vorgänge hindeutet. Der quasi-stationäre Zustand der Zugeigenspannungen an der Oberfläche wird von den initialen Eigenspannungen σ_a^{init} bis σ_f^{init} weder in seiner Ausbildung über der ansteigenden Anzahl sequenzieller Zerspanungen n , noch in der Höhe des Spannungsniveaus σ_0 und dessen Ausdehnung in der Tiefe z_0 signifikant beeinflusst.

Die gleichzeitig in der Randschicht aufgrund der Zerspanung erzeugten Druckeigenspannungen σ_1 überlagern ebenfalls die zuvor als Anfangszustand eingebrachten Eigenspannungszustände. Die initialen Druckeigenspannungen σ_a^{init} , σ_b^{init} und σ_c^{init} haben einen stärkeren Effekt auf die resultierenden Eigenspannungen, da sie sich gleichgerichtet überlagern. Durch einen initialen Druckeigenspannungszustand können dabei die maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1 im Vergleich zu den Simulationsergebnissen ohne Berücksichtigung eines Anfangszustands für $n=1$ von -96 MPa auf -282 MPa vergrößert werden. Initiale Zugeigenspannungen überlagern sich gegensätzlich zu den maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1 , der Effekt abnehmender Druckeigenspannungswerte von -96 MPa auf -32 MPa ist dabei weniger stark ausgeprägt. Analog zu den resultierenden Zugeigenspannungen, nimmt der Einfluss des Anfangszustandes mit $n \leq 3$ stark ab. Die La-

ge der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht z_1 wird für die größten initialen Zugeigenspannungen σ_f^{init} und $n=1$ um etwa $90\ \mu\text{m}$ in tiefere Materialbereiche verschoben. Wie in Abbildung 8.19 ersichtlich, ist dies bei $n=1$ zunächst auf das ähnlich verlaufende Druckeigenspannungsfeld der initialen und resultierenden Eigenspannungen zurückzuführen. Für $n \leq 5$ sequenzielle Zerspannungen entfernen sich die beiden Verläufe zunehmend aufgrund der zunehmenden Einwirkung wiederholter Zerspannung, bis der Effekt des Anfangszustandes bei $n=5$ gänzlich abgenommen hat und die Tiefe z_1 , wie bei der Zerspannung unter Standardbedingungen, etwa $20\ \mu\text{m}$ beträgt. Dieser Effekt tritt ebenfalls, wenn auch schwächer, für den Anfangszustand σ_e^{init} auf. Unterschiedliche initiale Eigenspannungszustände beeinflussen nicht Höhe und Form des sich bei kontinuierlicher sequenzieller Zerspannung einstellenden quasi-stationären Zustands der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht in Form der Merkmale σ_1 und z_1 . Für die initialen Eigenspannungszustände ergeben sich, wie in Abbildung 8.10 e) ersichtlich, unterschiedliche Werte für die von der Zerspannung beeinflusste Tiefe z_{max} . Initiale Druckeigenspannungen bewirken dabei im Vergleich zu der sequenziellen Zerspannung ohne Anfangszustand eine geringere Tiefe z_{max} für $n \leq 4$. Für größere initiale Druckeigenspannungswerte nimmt die Tiefe tendenziell stärker ab. Werden Druckeigenspannungen als Anfangszustand in der Randschicht vorgegeben, so schließt sich unterhalb ein Zugeigenspannungsfeld an. Bei fortlaufender sequenzieller Zerspannung werden jedoch an der Oberfläche Zug- und in tieferen Materialbereichen Druckeigenspannungen gebildet. Diese überlagern dort die initialen Zugeigenspannungen gegensätzlich, was der Entwicklung eines ausgedehnten Druckeigenspannungsfeldes entgegenwirkt. Die durch die Zerspannung beeinflusste Tiefe z_{max} nimmt als Folge ab. Umgekehrt führt ein durch Zugeigenspannungen gekennzeichneteter Anfangszustand zu einem deutlich tieferreichenden Einfluss auf die Randschicht in Form von Druckeigenspannungen. In dem Fall werden diese durch den charakteristischen Tiefenverlauf von Zugeigenspannungen an der Oberfläche, gefolgt von darunterliegenden Druckeigenspannungen, welcher bei der Zerspannung induziert wird, deutlich verstärkt. Die maximale Tiefe der Eigenspannungen in der Randschicht z_{max} erhöht sich auf bis zu $692\ \mu\text{m}$. Insgesamt nehmen diese Effekte über mehrere Zerspannungsvorgänge ab, so dass der quasi-stationäre Zustand ab $n \geq 8$ davon unbeeinflusst bleibt, siehe Abbildung 8.10 e).

8.10 Zusammenfassung der Einflüsse variierten Prozessstellgrößen auf die Eigenspannungsentwicklung in der Randschicht

Eine Übersicht über die Auswirkung der sequenziellen Zerspanung auf die untersuchten charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs gibt Abbildung 8.20. Der quasi-stationäre Eigenspannungszustand für die untersuchten Merkmale σ_0 und z_0 , ab $n=15$ bzw. $n=9$, ist im Vergleich zu einer singulären Zerspanung mit $n=1$ um 12 % niedriger und reicht etwa 16 % tiefer ins Bauteil. Die beiden Merkmale σ_1 und z_1 weisen ab etwa $n=9-10$ sequenziellen Zerspanungen auf das Vorhandensein eines quasi-stationären Eigenspannungszustands hin, welcher um ca. 3 % niedriger und deren Tiefenwert um ca. +46 % höher ist, im Vergleich zu einer einzigen Zerspanung mit $n=1$. Dieser Zustand wird für das Merkmal z_{\max} für Zerspanungen mit $n \geq 10$ erreicht. Die Tiefe der insgesamt beeinflussten Randschicht liegt um etwa 20 % niedriger als bei der ersten Zerspanung mit $n=1$.

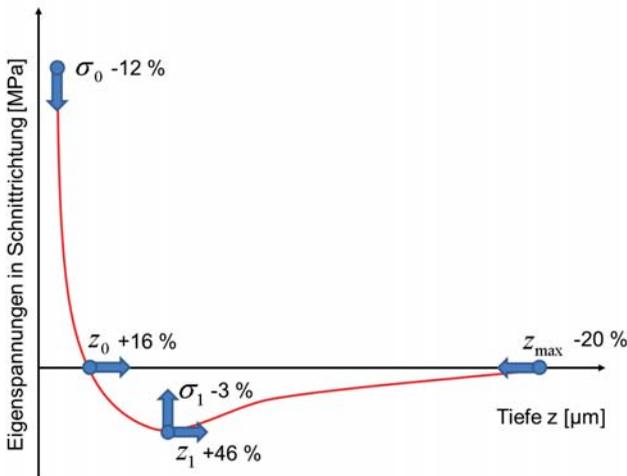


Abbildung 8.20: Einfluss der sequenziellen Zerspanung mit $n=20$ auf den Tiefenverlauf des quasi-stationären Eigenspannungszustands im Vergleich zur singulären Zerspanung mit $n=1$

Fazit zum Einfluss der sequenziellen Zerspanung auf die Eigenspannungsentwicklung

Anhand der untersuchten charakteristischen Merkmale σ_0 , z_0 , σ_1 , z_1 , sowie z_{\max} zeigt sich ab einer Anzahl von $n \geq 10$ sequenziellen Zerspanungen die Ausbildung eines quasi-stationären Eigenspannungszustandes in der Bauteilrandschicht, dessen Merkmale sich signifikant von den Ergebnissen einer singulären Zerspanung unterscheiden.

Eine Abschätzung über die Stärke der Beeinflussung der weiteren analysierten Prozessstellgrößen auf die Entwicklung der Eigenspannungstiefenverläufe ist in Tabelle 8-3 zusammengefasst. Für die charakteristischen Merkmale ist jeweils eine Änderung in Prozent angeben, welche sich bei einer Änderung der jeweiligen Stellgröße um 50 % ergibt, abweichend vom Standardwert. So ergibt beispielsweise eine Verminderung des Spanwinkels um 50 % vom Standardwert $\gamma = 16^\circ$ auf $\gamma = 8^\circ$ eine starke Änderung der Tiefe der Zugeigenspannungen unterhalb der Bauteiloberfläche um $\Delta z_0 = 33\%$.

Tabelle 8-3: Einfluss auf charakteristische Merkmale bei Änderung der Stellgröße um $\pm 50\%$

Stellgröße	Standardwert	$\pm 50\%$	$\Delta\sigma_0$	Δz_0	$\Delta\sigma_1$	Δz_1	Δz_{\max}
γ [°]	16	24	➡ 4%	➡ -4%	⬆ 30%	➡ -9%	➡ -15%
		8	➡ -5%	⬆ 33%	⬇ -21%	⬆ 32%	⬆ 21%
α [°]	2	3	➡ -4%	➡ 1%	➡ 1%	➡ 0%	➡ 0%
		1	⬇ -41%	➡ 4%	➡ -13%	➡ 1%	➡ 2%
r_β/h [-]	0,25 ($h=40\ \mu\text{m}$)	0,5	➡ -12%	➡ -17%	⬆ 24%	⬇ -25%	⬇ -32%
		0,167	➡ 19%	➡ 15%	➡ -18%	➡ 18%	⬆ 32%
t [mm]	8	12	➡ 4%	➡ 0%	➡ 6%	➡ -1%	➡ -1%
		4	➡ 1%	➡ 2%	➡ -16%	➡ 4%	➡ 9%
v_c [m/min]	30	45	➡ -3%	➡ -3%	➡ 9%	➡ -6%	➡ -1%
		15	➡ 6%	➡ -2%	➡ 9%	➡ 4%	➡ -6%
μ [-]	0,3	0,45	➡ 12%	⬆ 25%	➡ -17%	⬆ 23%	⬆ 21%
		0,15	➡ 7%	➡ -6%	➡ 13%	➡ -9%	➡ -13%
σ_{init} [MPa]	0	e (Zug)	➡ -7%	➡ 1%	⬇ -22%	⬆ 55%	⬆ 41%
		b (Druck)	➡ -5%	➡ -1%	⬆ 31%	➡ 2%	➡ -18%

Dabei wurden die Werte der Merkmale jeweils aus dem Mittelwert der Simulationsergebnisse der sequenziellen Zerspanungen $16 \leq n \leq 20$ gebildet, um den sich einstellenden quasi-stationären Eigenspannungszustand zu repräsentieren. Für die initialen Eigenspannungen wird der Mittelwert aus den Ergebnissen für $1 \leq n \leq 5$ herangezogen, da hier eine signifikante Beeinflussung vorhanden ist. Anzumerken sind die in Kapitel 7 bei der Validierung der Simulationsrechnung beschriebenen Abweichungen zu den experimentell ermittelten Werten der spezifischen Schnittkräfte, der Temperatur und den Eigenspannungen. Tabelle 8-3 gibt daher eine Abschätzung darüber, mit welcher Stellgröße ein charakteristisches Merkmal des Eigenspannungsverlauf am stärksten beeinflusst wird.

Fazit zum Einfluss des Spanwinkels auf die Eigenspannungsentwicklung

Die in dieser Arbeit dargestellten Ergebnisse zeigen in Übereinstimmung mit der Literatur, dass mit steigendem positivem Spanwinkel γ die Zugeigenspannungen an der Bauteiloberfläche zunehmen [Dah-04, She-03, Sao-08]. Für sehr große Spanwinkel dominieren allerdings, trotz rückläufiger Schnittkräfte, die mechanischen Effekte auf die Eigenspannungsentwicklung über den thermischen Effekten, da diese überproportional stark abnehmen und führen so zu sinkenden Zugeigenspannungen an der Oberfläche. Die Entwicklung der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht ist mechanisch bedingt und nimmt mit steigenden Spanwinkeln zu. Der quasi-stationäre Eigenspannungszustand wird mit steigenden Spanwinkeln tendenziell erst bei einer größeren Anzahl an sequenziellen Zerspanungen erreicht.

Fazit zum Einfluss des Freiwinkels auf die Eigenspannungsentwicklung

Für sehr kleine Freiwinkel α findet eine Änderung der wirksamen Reibung zwischen Werkstück und der Schneide durch den längeren Kontakt an der Freifläche statt. Die resultierende höhere Reibung führt vor der Schneide zu einer größeren Stauzone mit kleineren Relativgeschwindigkeiten, ähnlich dem Effekt einer Aufbauschneide und führt zu einem Rückgang der Zugeigenspannungen.

Fazit zum Einfluss der relativen Schärfe auf die Eigenspannungsentwicklung

Mit steigenden Werten der relativen Schärfe r_p/h nehmen die Zugeigenspannungen an der Oberfläche, sowie deren Ausdehnung in die Tiefe ab, da verstärkt mechanische Effekte, wie das sog. „ploughing,“ zum Tragen kommen und sich die Eingriffs-

verhältnisse an der Schneide ändern, wodurch die Ausbildung von Druckeigenspannungen begünstigt wird.

Fazit zum Einfluss der Teilung auf die Eigenspannungsentwicklung

Je geringer die Werte der Teilung t im Werkzeug sind, desto größere Temperaturgradienten und desto höhere Temperaturen ergeben sich im Bauteil. Dadurch dominieren bei der Eigenspannungsentwicklung thermische Effekte, was zu tieferreichenden Zugeigenspannungen und abnehmenden maximalen Druckeigenspannungswerten in der Randschicht führt.

Fazit zum Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Eigenspannungsentwicklung

Hohe Schnittgeschwindigkeiten vermindern die in die Bauteilrandschicht eingebrachte Wärmemenge. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit v_c nehmen die Zugeigenspannungen an der Oberfläche, sowie die Ausdehnung des Zugeigenspannungsfeldes in der Tiefe ab. Die durch plastische Deformation induzierten maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht nehmen zu, da bei hohen Schnittgeschwindigkeiten vermehrt mechanische Effekte dominieren. Diese geschwindigkeitsabhängigen thermisch bzw. mechanisch bedingten Einflussfaktoren werden übereinstimmend in der Literatur beschrieben [Sao-99, Gar-12, Mou-12, AGr-13].

Fazit zum Einfluss des Reibwertes auf die Eigenspannungsentwicklung

Mit steigenden Reibwerten μ nehmen die Zugeigenspannungen an der Oberfläche aufgrund einer größeren Stauzone mit sehr niedrigen Relativgeschwindigkeiten vor der Schneide ab. Dieser durch geringe Relativgeschwindigkeiten verursachte Effekt ähnelt dem einer Aufbauschneide, wodurch sich lokal ein negativer Spanwinkel bildet und in zunehmenden Druckeigenspannungen resultiert. Für hohe Reibwerte entstehen reibungsbedingt hohe Temperaturen, welche zu einem leichten Anstieg der Zugeigenspannungen führen.

Fazit zum Einfluss der Bearbeitungshistorie auf die Eigenspannungsentwicklung

Die aus der Zerspanung resultierenden Zugeigenspannungen an der Oberfläche werden von initialen Druck- oder Zugeigenspannungen nicht wesentlich beeinflusst. Werden als Anfangszustand ansteigende Zugeigenspannungen initiiert, nimmt die Tiefe des Zugeigenspannungsfeldes an der Oberfläche nichtlinear zu. Dieser Einfluss lässt

sich für sequenzielle Zerspanungen mit $n \geq 4$ nicht mehr feststellen. Je größer die initialen Druckeigenspannungen, desto größer sind auch die resultierenden maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht. Für ansteigende initiale Zugeigenspannungen nehmen die resultierenden maximalen Druckeigenspannungen ab. Eine Beeinflussung der maximalen Druckeigenspannungen ist nur bis $n=10$ ersichtlich. Die Tiefe der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht wird bis zur sequenziellen Zerspanung mit $n \leq 3$ von großen initialen Zugeigenspannungen beeinflusst und verschiebt sich in deutlich tiefere Bereiche. Die maximale Tiefe des von resultierenden Eigenspannungen beeinflussten Materialbereichs nimmt für ansteigende initiale Druckeigenspannungen ab, wird jedoch von ansteigenden initialen Zugeigenspannungen wesentlich stärker beeinflusst, wobei die Tiefe dann deutlich zunimmt. Im Gegensatz zu einer singulären Zerspanungssimulation wird der bei einer großen Anzahl sequenzieller Zerspanungen mit $n \geq 10$ resultierende quasi-stationäre Eigenspannungszustand insgesamt nicht von einer Variation der initialen Eigenspannungen beeinflusst.

9 Regression zur Beschreibung der Eigenspannungsentwicklung bei sequenziellen Zerspanungsprozessen

Auf die Bedeutung der Entwicklung von Vorhersagemodellen zur Beschreibung zerspanungsbedingter Eigenspannungsprofile in den letzten zwei Jahrzehnten weisen Arrazola et al. hin und betonen deren Relevanz für die Lebensdauer, das Bruchverhalten und den Verschleiß-, sowie Korrosionswiderstand von bearbeiteten Bauteilen [Arr-13]. Der Bedarf, die Effekte von Zerspanungsbedingungen, Werkzeuggeometrie und Gefügeumwandlungen auf die Eigenspannungen in der zerspannten Bauteilrand-schicht zu untersuchen, spiegelt sich in einem hohen Forschungsaufwand der internationalen Forschungsgemeinschaft wider. Vor diesem Hintergrund wurde bei der detaillierten Analyse unter Variation der Prozessstellgrößen und eines initialen Eigenspannungszustandes in Kapitel 8 der Einfluss auf die Eigenspannungsentwicklung bzw. auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs jeweils univariat abgebildet. Die umfangreichen Ergebnisse aus den numerischen FE-Simulationen der sequenziellen Zerspanung fließen in Kapitel 9 in ein analytisches Modell, welches die zuvor beschriebenen Abhängigkeiten berücksichtigt. Das Ziel des Kapitels ist der Aufbau eines Regressionsmodells für die Eigenspannungsentwicklung in der Rand-schicht, um die Aussagefähigkeit eines analytischen Modells gegenüber der numerischen Modellierung zu untersuchen.

9.1 Produktansatz

Um ein analytisches Modell zur Beschreibung der den Eigenspannungsverlauf charakterisierenden Merkmale zu entwickeln, wird ein Produktansatz gewählt. Es sei zunächst y der Wert eines beliebigen, der zur Analyse herangezogenen charakteristischen Merkmale und \bar{y} dessen aus der numerischen Simulation unter Standardbedingungen resultierender Wert. Durch den Produktansatz werden die Einzeleinflüsse der Prozessstellgrößen x_i jeweils mittels einer univariaten Einflussfunktion f_i berücksichtigt und in einem Regressionsmodell zusammengeführt. Formel 9-1 zeigt den allgemeinen Ansatz der Form:

$$\frac{y}{\bar{y}} = f_1(x_1) \cdot f_2(x_2) \cdot \dots \cdot f_i(x_i)$$

Formel 9-1

Die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs σ_0 , z_0 , σ_1 , z_1 , sowie z_{\max} stehen hier für das beliebige Merkmal y . Der Parameter x_i entspricht im Folgenden der Anzahl an sequenziellen Zerspanungen n und den untersuchten Parametern γ , α , r_β/h , t , v_c , sowie μ . Daraus ergibt sich ein Produktansatz zur analytischen Beschreibung der charakteristischen Merkmale des Eigenspannungszustandes in der Randschicht:

$$\frac{y}{\bar{y}} = f_{y1}(n) \cdot f_{y2}(\gamma) \cdot f_{y3}(\alpha) \cdot f_{y4}(r_\beta/h) \cdot f_{y5}(t) \cdot f_{y6}(v_c) \cdot f_{y7}(\mu) \quad \text{Formel 9-2}$$

Zur Bestimmung der Einflussfunktion $f_{y1}(n)$ wird der jeweilige Verlauf des charakteristischen Merkmals y auf den unter Standardbedingungen und mit einer Anzahl sequenzieller Zerspanungen $n=20$ erzeugten Wert \bar{y} normiert. Für jede Prozessstellgröße x_i wird jeweils der aus der univariaten Analyse resultierende quasi-stationäre Eigenspannungszustand als Mittelwert des Merkmals y über $15 \leq n \leq 20$ ermittelt. Durch eine Normierung auf das Merkmal unter Standardbedingungen \bar{y} werden die Ansätze für die Einflussfunktionen f_{y2} bis f_{y7} entwickelt.

9.2 Berechnung der Einflussfunktionen am Beispiel des Merkmals Eigenspannungen an der Oberfläche σ_0

Im Folgenden wird mittels Produktansatz als Beispiel die Regression zunächst auf die Beschreibung der Eigenspannungen an der Oberfläche σ_0 angewandt. Für die übrigen charakteristischen Merkmale z_0 , σ_1 , z_1 , sowie z_{\max} sei auf den Anhang verwiesen. Dort sind die jeweiligen Ergebnisse der Regression ausführlich dargestellt. In Formel 9–3 werden die Einflussfunktionen der Prozessstellgrößen und der Anzahl sequenzieller Zerspanungen herangezogen. Die Einflussfunktionen f_{σ_01} bis f_{σ_07} bilden dabei die Abhängigkeiten des untersuchten charakteristischen Merkmals σ_0 von der Anzahl der sequenziellen Zerspanungen und den verschiedenen Prozessparametern ab.

$$\frac{\sigma_0}{\bar{\sigma}_0} = f_{\sigma_01}(n) \cdot f_{\sigma_02}(\gamma) \cdot f_{\sigma_03}(\alpha) \cdot f_{\sigma_04}(r_\beta/h) \cdot f_{\sigma_05}(t) \cdot f_{\sigma_06}(v_c) \cdot f_{\sigma_07}(\mu) \quad \text{Formel 9-3}$$

Um die einzelnen Einflussfunktionen bzw. deren Koeffizienten zu bestimmen, werden die in Kapitel 8 dargestellten Simulationsergebnisse aus der Analyse der Prozessparameterinflüsse auf die Eigenspannungsentwicklung verwendet. Die Werte des charakteristischen Merkmals σ_0 werden zunächst auf den Wert des unter Standardparametern erzeugten Merkmals $\bar{\sigma}_0$ normiert. Die Standardwerte der Parameter der Prozessführung sind in Tabelle 8-1 angegeben. Der Verlauf des normierten charakteristischen Merkmals $\sigma_0/\bar{\sigma}_0$ ist in Abhängigkeit von n und den untersuchten Prozessparametern in Abbildung 9.1 a) bis g) dargestellt.

Mit einer Regression werden die jeweiligen Einflussfunktionen an die Werte des normierten charakteristischen Merkmals $\sigma_0/\bar{\sigma}_0$ angepasst. Die zur Berechnung verwendeten Ansätze der Einflussfunktionen $f_{\sigma_{01}}$ bis $f_{\sigma_{07}}$ sind in Formel 9-4 angegeben.

$$f_{\sigma_{01}}(n) = C_{\sigma_{01}} + A_{\sigma_{011}}n + A_{\sigma_{012}}n^2 + A_{\sigma_{013}}n^3 + A_{\sigma_{014}}n^4$$

$$f_{\sigma_{02}}(\gamma) = C_{\sigma_{02}} + A_{\sigma_{021}}\gamma + A_{\sigma_{022}}\gamma^2 + A_{\sigma_{023}}\gamma^3$$

$$f_{\sigma_{03}}(\alpha) = C_{\sigma_{03}} + A_{\sigma_{031}}\alpha + A_{\sigma_{032}}\alpha^2 + A_{\sigma_{033}}\alpha^3 + A_{\sigma_{034}}\alpha^4$$

$$f_{\sigma_{04}}(r_\beta/h) = C_{\sigma_{04}} + A_{\sigma_{041}}(r_\beta/h) + A_{\sigma_{042}}(r_\beta/h)^2 + A_{\sigma_{043}}(r_\beta/h)^3$$

$$f_{\sigma_{05}}(t) = C_{\sigma_{05}} + A_{\sigma_{051}}t + A_{\sigma_{052}}t^2 + A_{\sigma_{053}}t^3$$

$$f_{\sigma_{06}}(v_c) = C_{\sigma_{06}} + A_{\sigma_{061}}v_c + A_{\sigma_{062}}v_c^2 + A_{\sigma_{063}}v_c^3$$

$$f_{\sigma_{07}}(\mu) = C_{\sigma_{07}} + A_{\sigma_{071}}\mu + A_{\sigma_{072}}\mu^2 + A_{\sigma_{073}}\mu^3$$

Formel 9-4

In Abbildung 9.1 sind jeweils die normierten Simulationsergebnisse und die Ergebnisse der Regression für jeden der untersuchten Prozessparameter dargestellt. Die berechneten Koeffizienten der Einflussfunktionen $f_{\sigma_{01}}$ bis $f_{\sigma_{07}}$ aus der Regression sind zusammengefasst in Tabelle 9-1 aufgeführt. Zusätzlich ist jeweils das Bestimmtheitsmaß R^2 als Maß für die Qualität der Modellgüte mit angegeben.

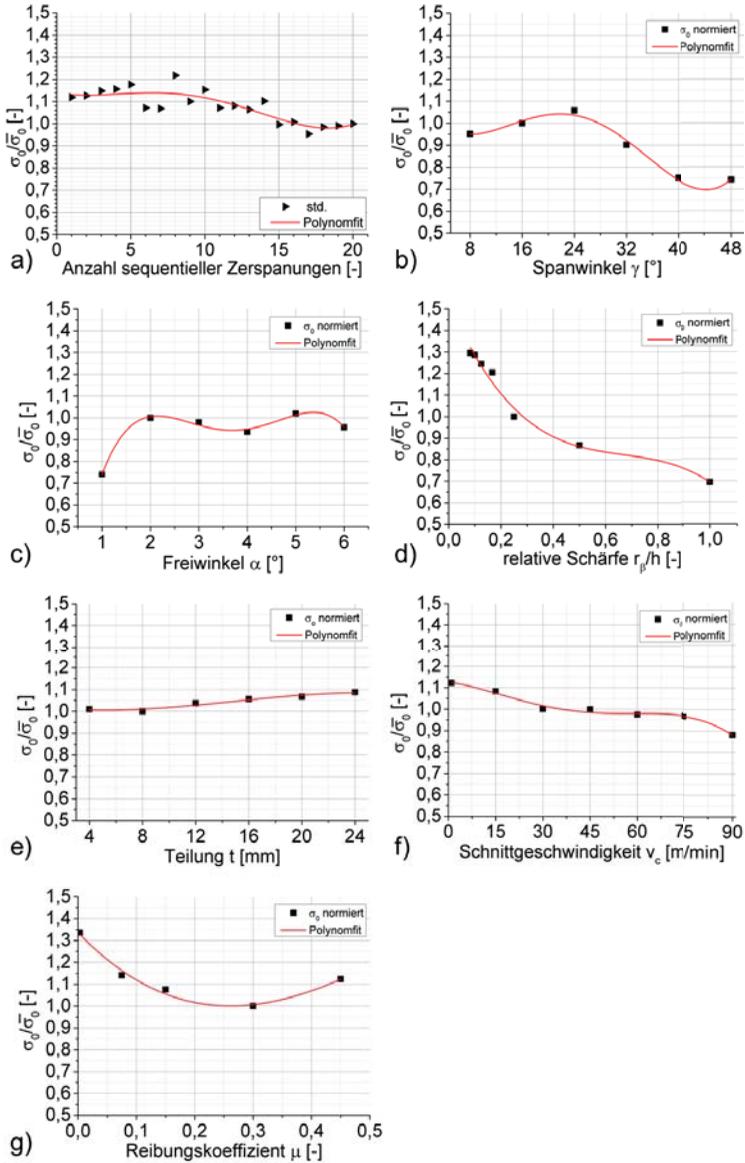


Abbildung 9.1: Einflussfunktionen der Regression über die Eigenspannungen an der Oberfläche: a) Anzahl sequentieller Zerspanungen, b) Spanwinkel, c) Freiwinkel, d) relative Schärfe, e) Teilung, f) Schnittgeschwindigkeit, g) Reibungskoeffizient

Tabelle 9-1: Koeffizienten der Einflussfunktionen des Produktansatzes zur Beschreibung der Eigenspannungen an der Oberfläche σ_0

	$C_{\sigma_{ij}}$	$A_{\sigma_{i1}}$	$A_{\sigma_{i2}}$	$A_{\sigma_{i3}}$	$A_{\sigma_{i4}}$	$R_{\sigma_{ij}}^2$
$f_{\sigma_0 1}(n)$	1,14E+00	-1,41E-02	4,76E-03	-4,99E-04	1,39E-05	7,28E-01
$f_{\sigma_0 2}(\gamma)$	1,14E+00	-5,61E-02	5,42E-03	-1,79E-04	1,81E-06	9,87E-01
$f_{\sigma_0 3}(\alpha)$	-4,25E-01	1,88E+00	-8,67E-01	1,65E-01	-1,10E-02	9,92E-01
$f_{\sigma_0 4}(r_\beta/h)$	1,53E+00	2,84E+00	3,99E+00	1,99E+00	-	9,86E-01
$f_{\sigma_0 5}(t)$	1,03E+00	-8,50E-03	9,94E-04	-2,24E-05	-	9,54E-01
$f_{\sigma_0 6}(v_c)$	1,13E+00	-1,90E-03	-1,59E-04	4,18E-06	-2,79E-08	9,85E-01
$f_{\sigma_0 7}(\mu)$	1,34E+00	2,81E+00	6,70E+00	3,38E+00	1,39E-05	9,84E-01

9.3 Diskussion

Neben der Angabe des jeweiligen Bestimmtheitsmaßes der in Kapitel 9.1 bestimmten Einflussfunktionen des Regressionsmodells für die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs soll die Güte des Regressionsmodells in diesem Kapitel diskutiert werden. Dazu soll ein Szenario zum Einsatz des Vorhersagemodells als Beispiel dienen, wobei die Resultate des Regressionsmodells mit den Berechnungsergebnissen des sequenziellen FE-Zerspanungsmodells verglichen werden. In dem Szenario ergeben sich dabei Kombinationen der Prozessstellgrößen, die über die univariate Parametervariation bei der Entwicklung des Regressionsmodells hinausgehen. Dabei soll der resultierende quasistationäre Eigenspannungszustand unter Gesichtspunkten der Bauteilqualität prognostiziert werden.

Zunächst findet eine erste allgemeine Abschätzung der Güte des Regressionsmodells statt. Nach der Definition des Produktansatzes beschreibt jede der univariaten Einflussfunktionen den funktionalen Zusammenhang zwischen der Variablen x_i als Prozessstellgröße und einem normierten charakteristischen Merkmal y/\bar{y} . Werden nun die in Tabelle 8-1 definierten Standardwerte der Prozessstellgrößen und einer sequenziellen Zerspanung mit $n=20$ auf das Regressionsmodell angewendet, muss nach Formel 9-1 gelten:

$$y/\bar{y} = 1$$

Formel 9-5

Dies setzt jedoch eine ideale Regression mit einem Bestimmtheitsmaß $R^2=1$ für jede der Einflussfunktionen voraus. Da dies nicht der Fall ist und aufgrund der vorgenommenen Mittelung bei der Beschreibung der Einflüsse der Prozessstellgrößen, ist erwartungsgemäß eine Abweichung zu Formel 9–5 vorhanden. Die Abweichungen in den einzelnen univariaten Einflussfunktionen fließen gemäß der Definition des allgemeinen Ansatzes zur analytischen Beschreibung der charakteristischen Merkmale in das Ergebnis des Regressionsmodells mit ein, siehe Formel 9–2. In Tabelle 9-2 sind die Abweichungen des Regressionsmodells unter Standardbedingungen für die charakteristischen Merkmale aufgeführt. Dieser ersten Abschätzung zur Folge werden die Eigenspannungen an der Oberfläche, charakterisiert durch das Merkmal σ_0 , mit weniger als 10 % Abweichung prognostiziert. Für die Merkmale z_0 , σ_1 , z_1 , sowie z_{\max} ergeben sich Abweichungen von deutlich unter 5 %.

Tabelle 9-2: Abschätzung der Güte des Regressionsmodells

Normiertes charakteristisches Merkmal	Wert des Regressionsmodells bei Standardbedingungen	Abweichung zu $y/\bar{y} = 1$
$\sigma_0/\bar{\sigma}_0$ [-]	1,090	+9,0%
z_0/\bar{z}_0 [-]	1,008	+0,8%
$\sigma_1/\bar{\sigma}_1$ [-]	1,040	+4,0%
z_1/\bar{z}_1 [-]	1,016	+1,6%
z_{\max}/\bar{z}_{\max} [-]	0,971	-2,9%

Im oben genannten Szenario sollen nun die Eigenschaften der Bauteilrandschicht im Hinblick auf eine hohe Lebensdauer im Einsatz eingestellt werden, was durch möglichst geringe Zugeigenspannungen und tendenziell höhere Druckeigenspannungen begünstigt wird. Gemäß den Einflüssen der analysierten Prozessstellgrößen auf die Eigenspannungsentwicklung in der Randschicht wird mit den in Tabelle 9-3 aufgeführten Werten eine sequenzielle FE-Zerspanungssimulation durchgeführt. Die FE-basierten Ergebnisse werden anschließend mit den aus dem Regressionsmodell resultierenden verglichen.

Tabelle 9-3: Definition der Prozessstellgrößen für das Szenario

Prozessstellgrößen	
$\gamma [^\circ]$	24
$\alpha [^\circ]$	1
$r_\beta/h [-]$	0,5
mit $h [\mu m]$	20
$t [mm]$	16
$v_c [m/min]$	90
$\bar{\mu} [-]$	0,3

In Abbildung 9.2 sind die Ergebnisse des FE-Modells unter Standardbedingungen dargestellt. Zusätzlich sind sowohl die Ergebnisse des FE-Modells, als auch die Ergebnisse des Regressionsmodells dargestellt, resultierend aus den für das Anwendungsszenario definierten Prozessstellgrößen. In Tabelle 9-4 ist zusammenfassend ein Vergleich zwischen FE- und Regressionsmodell dargestellt, wobei jeweils ein Mittelwert mit $15 \leq n \leq 20$ den quasi-stationären Zustand für die charakteristischen Merkmale repräsentiert. In dem beschriebenen Szenario nehmen die Eigenspannungen an der Oberfläche im Vergleich zu den Standardbedingungen stark ab, siehe Abbildung 9.2 a). Die FE-Berechnung zeigt einen Rückgang der Spannungswerte um -60 %, siehe Tabelle 9-4. Das Regressionsmodell prognostiziert einen weniger starken Rückgang der Spannungswerte um -38 %. Die Breite des Zugeigenspannungsfeldes, ausgedrückt durch den Tiefenwert z_0 , sinkt im Vergleich zu den Standardbedingungen im Szenario um -17 % ab, wie bei den FE-Ergebnissen zu sehen ist. Das Regressionsmodell gibt mit -35 % hingegen eine um den Faktor zwei größere Änderung für den quasi-stationären Zustand an. Wie in Abbildung 9.2 b) ersichtlich, wird das Systemverhalten durch das Regressionsmodell qualitativ richtig wiedergegeben. Wie aus Abbildung 9.2 c) deutlich hervorgeht, wird die Änderung der maximalen Druckeigenspannungswerte für das beschriebene Szenario im Vergleich zu den Standardwerten durch das Regressionsmodell stark überschätzt. So ergeben sich, wie in Tabelle 9-4 zusammengefasst, um 120 % größere Druckeigenspannungswerte für die Regression, als der mit 19 % berechnete Unterschied aus dem FE-Modell. Die

Tiefe der maximalen Druckeigenspannungen nimmt im Szenario für den quasi-stationären Zustand bei beiden Modellen im Vergleich zur Simulation unter Standardbedingungen deutlich ab, siehe Abbildung 9.2 d). Dabei nimmt z_1 um -33 % bzw. um -51 % ab für die Ergebnisse des FE- bzw. des Regressionsmodells, siehe Tabelle 9-4. Werden für die Modelle die im Szenario definierten Prozessstellgrößen verwendet, so zeigt sich ein Rückgang des charakteristischen Merkmals z_{\max} . Das FE-Modell berechnet dann eine Abnahme der Tiefe z_{\max} um -33 % gegenüber den Standardergebnissen. Das Regressionsmodell überschätzt diesen Rückgang und gibt als Änderung gegenüber dem FE-Modell -50 % an.

Tabelle 9-4: Vergleich zwischen FE- und Regressionsmodell in den charakteristischen Merkmalen im quasi-stationären Eigenspannungszustand mit $15 \leq n \leq 20$

charakteristisches Merkmal	FE-Modell mit Standardwerten	FE-Modell mit Stellgrößen aus Szenario	Regressionsmodell mit Stellgrößen aus Szenario
σ_0 [MPa]	1293,53	518,76 (-60 %)	803,23 (-38 %)
z_0 [μm]	22,62	18,73 (-17 %)	14,62 (-35 %)
σ_1 [MPa]	-93,06	-110,79 (19 %)	-204,96 (120 %)
z_1 [μm]	50,47	33,97 (-33 %)	24,73 (-51 %)
z_{\max} [μm]	195,96	130,62 (-33 %)	98,02 (-50 %)

Es lässt sich zusammenfassend festhalten, dass das Regressionsmodell die Eigenspannungsentwicklung für die in dem Szenario gewählten Prozessstellgrößen zwar einerseits qualitativ über die Anzahl sequenzieller Zerspanungen abbilden kann. Andererseits ist die quantitative Genauigkeit der gestellten Prognose nicht ausreichend, um die resultierenden Eigenspannungen in der Randschicht verlässlich in Abhängigkeit der gewählten Prozessstellgrößen vorhersagen zu können. Dies unterstreicht die Bedeutung eines numerischen Modells zur Beschreibung der Eigenspannungsentwicklung für die sequenzielle Zerspanung. Da mittels des Produktansatzes, wie an den Ergebnissen der Prognose zu sehen ist, die tendenzielle Zu- oder Abnahme des durch die charakteristischen Merkmale beschriebenen Eigenspannungszustandes

korrekt wiedergegeben wird, kann das entwickelte Modell zumindest für eine grobe Abschätzung über die mögliche Beeinflussung durch die Prozessstellgrößen herangezogen werden.

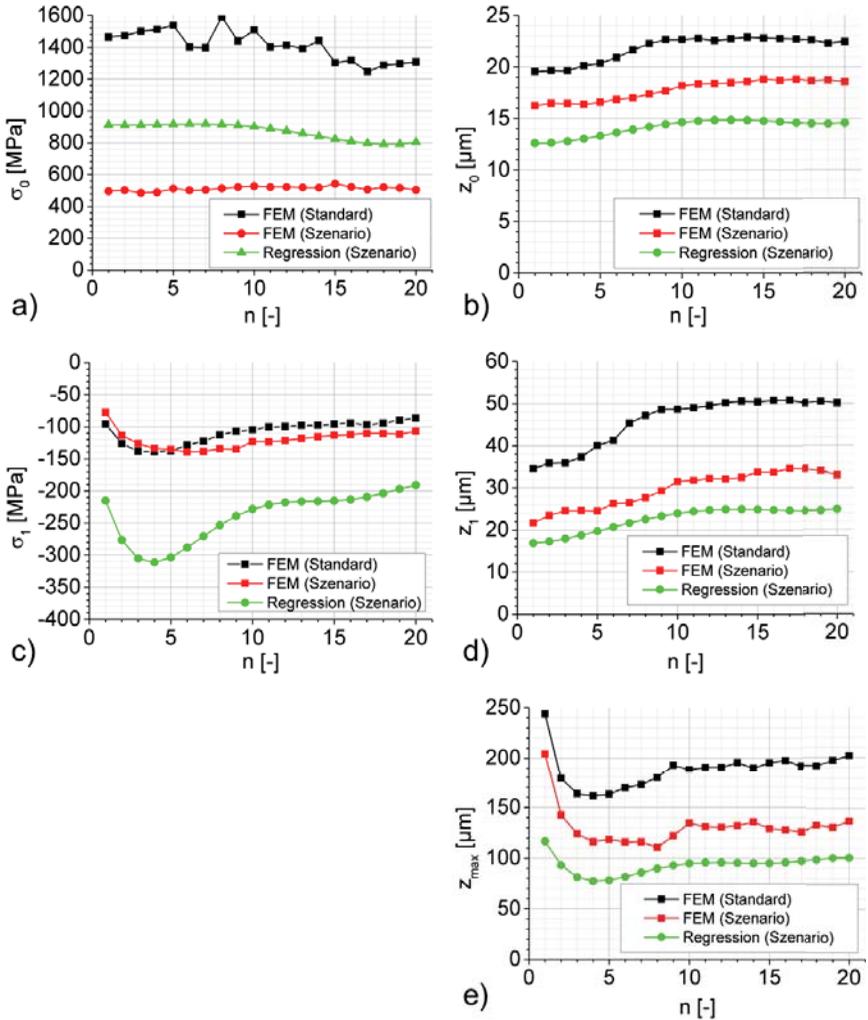


Abbildung 9.2: Vergleich zwischen FE- und Regressionsmodell in den charakteristischen Merkmalen des Eigenspannungstiefenverlaufs

10 Zusammenfassung und Ausblick

10.1 Zusammenfassung

Der bei hochproduktiven spanenden Fertigungsverfahren resultierende Eigenspannungszustand ist für das Einsatzverhalten des Bauteils von großer Bedeutung. Zur Beurteilung der Qualität einer erzeugten Bauteiloberfläche ist der Eigenspannungszustand einer der wichtigsten Parameter der sog. „surface integrity“. Die numerische Vorhersage des Eigenspannungszustandes mittels Simulation birgt ein großes Potential. Dies kann nur genutzt werden, wenn ausreichende Kenntnis über die Eigenspannungsentwicklung unter Berücksichtigung sequenzieller Zerspannungen erarbeitet wird.

Aus dem Kenntnistand lässt sich schließen, dass mit zunehmender Anzahl sequenzieller Zerspannungsoperationen ein quasistationärer Eigenspannungszustand erreicht werden kann. Über die Entwicklung dieses Eigenspannungszustandes ist bisher jedoch keine abschließende Aussage möglich, es werden dazu in der Literatur unterschiedliche, teils gegensätzliche Aussagen getroffen. Es gibt keine detaillierte Parameterstudie, welche das Systemverhalten unter Berücksichtigung von Schneidengeometrie, Zerspanungsparameter und der aus einer Prozesskette resultierenden Bearbeitungshistorie analysiert.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, das Räumverfahren in einem numerischen Modell abzubilden, mit dem es möglich ist, die Eigenspannungsentwicklung in der Randschicht systematisch zu analysieren und dabei deren Abhängigkeit von einer mehrfachen sequenziellen Zerspannung, sowie variabler Prozessstellgrößen zu berücksichtigen. Damit ist es möglich, den Räumprozess hinsichtlich Produktivität und resultierenden Bauteileigenschaften zu optimieren.

Gemäß dieser Zielstellung wurde das Räumverfahren zunächst in einem zweidimensionalen FE-Zerspanungsmodell in Abaqus/Standard abgebildet. Das thermo-mechanische Verformungsverhalten des Einsatzstahls 20MnCr5 wurde dazu in einem Materialmodell mittels der Benutzerroutine UHARD implementiert. Um eine hohe Informationsdichte für die Analyse der Eigenspannungsgradienten in der Randschicht zu erhalten, wurde während der Zerspanungssimulation eine vorhandene Neuvernetzungsmethode für das Werkstückmodell verwendet. Für die Modellierung der sequenziellen Zerspanungsoperation wurde die Spanbildung in eine Simulationssequenz in-

tegiert, die sowohl die Teilung im Räumwerkzeug berücksichtigt, als auch einen Übertrag des Randschichtzustands auf ein neues, unbearbeitetes Werkstückmodell durchführt. Das Erreichen eines thermo-mechanischen Gleichgewichtszustands in der Randschicht wird während der Simulation mittels eines entwickelten Abbruchkriteriums detektiert. Das numerische Prozessmodell wurde anschließend mit den Ergebnissen aus experimentellen Räumversuchen im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 validiert.

Mit dem validierten numerischen Prozessmodell der sequenziellen Zerspanung wurde anschließend eine Analyse der Einflüsse auf die Eigenspannungsentwicklung bei variierten Prozessstellgrößen durchgeführt. Neben der Anzahl sequenzieller Zerspanungen n wurde die Schneidkantengeometrie in Form des Spanwinkels γ , des Freiwinkels α , der relativen Schärfe r_β/h , der Teilung t , der Schnittgeschwindigkeit v_c , sowie dem Reibungskoeffizienten μ und der Bearbeitungshistorie des Bauteils in Form initialer Eigenspannungszustände variiert. Im Zuge der numerischen Analyse wurde zunächst der Eigenspannungstiefenverlauf durch fünf charakteristische Merkmale beschrieben. Die Auswertung der Parametereinflüsse auf die Zugeigenspannungen an der Bauteiloberfläche σ_0 , die Tiefe der Zugeigenspannungen in der Randschicht z_0 , das Maximum der Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1 , die Tiefe der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht z_1 , sowie auf die durch die Zerspanung beeinflusste maximale Tiefe des Eigenspannungsbereichs in der Randschicht z_{\max} konnte detailliert untersucht werden.

Als Ergebnis konnte gezeigt werden, dass sich ab einer Anzahl von $n \geq 10$ sequenziellen Zerspanungen die Ausbildung eines quasi-stationären Eigenspannungszustandes in der Bauteilrandschicht einstellt, dessen Merkmale sich signifikant von den Ergebnissen einer singulären Zerspanung unterscheiden. Die numerische Analyse ergab zudem eine deutliche Beeinflussung des quasi-stationären Eigenspannungszustands in Form der charakteristischen Merkmale durch die untersuchten Prozessstellgrößen. So bedeutete ein zunehmend positiver Spanwinkel ansteigende Zugeigenspannungen an der Bauteiloberfläche und maximale Druckeigenspannungen in der Randschicht. Für sehr kleine Freiwinkel zeigte sich ein Rückgang der Oberflächenzugeigenspannungen. Steigende Werte der relativen Schärfe r_β/h begünstigten eine Abnahme der Zugeigenspannungen an der Oberfläche, sowie deren Ausdehnung in die Tiefe, sowie die Ausbildung von Druckeigenspannungen unterhalb der Oberfläche. Kleine Werte

der Werkzeugteilung führten zu tieferreichenden Zugeigenspannungen und abnehmenden maximalen Druckeigenspannungswerten in der Randschicht. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit nahmen die Zugeigenspannungen an der Oberfläche, sowie die Ausdehnung des Zugeigenspannungsfeldes in der Tiefe, ab. Die maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht nahmen dabei zu. Für steigende Reibwerte zeigten sich zunehmende Zugeigenspannungswerte an der Oberfläche. Bei der Untersuchung zur Berücksichtigung der Bearbeitungshistorie des Bauteils konnte gezeigt werden, dass die in der Randschicht nach der Zerspanung vorliegenden Eigenspannungen signifikant durch initiale Eigenspannungszustände beeinflusst werden. Für eine größere Anzahl sequenzieller Zerspanungen $n \geq 10$ konnte ein Einfluss auf den resultierenden quasi-stationären Eigenspannungszustand nicht mehr nachgewiesen werden.

Die Ergebnisse der numerischen Analyse wurden über einen Produktansatz in ein Regressionsmodell überführt. Anschließend wurde die Aussagefähigkeit dieses analytischen Modells gegenüber der numerischen Modellierung untersucht. Dabei wurde ein Szenario angewandt, bei dem die Eigenschaften der Bauteilrandschicht im Hinblick auf eine hohe Lebensdauer im Einsatz eingestellt werden sollten, was möglichst geringe Zugeigenspannungen und tendenziell höhere Druckeigenspannungen bedeutet. Das über einen Produktansatz entwickelte Regressionsmodell bildet die Eigenspannungsentwicklung zwar einerseits qualitativ ab, die quantitative Genauigkeit der prognostizierten Eigenspannungen ist andererseits nicht ausreichend für eine verlässliche Vorhersage. Das Regressionsmodell kann für eine grobe Abschätzung über die mögliche Beeinflussung durch die Prozessstellgrößen herangezogen werden. Diese Ergebnisse bestärken die Notwendigkeit, die komplexen Abläufe und Zusammenhänge bei der sequenziellen Zerspanung mittels eines numerischen Modells abzubilden.

10.2 Ausblick

Um den aus der gesamten Prozesskette resultierenden Eigenspannungszustand zu prognostizieren, könnte die in dieser Arbeit aufgezeigte Prozessmodellierung auf die Schnittstelle zwischen den Teilprozessen Wärmebehandlung und Hartbearbeitung angewandt werden. Dazu müsste das thermo-mechanische Materialmodell des Einsatzstahls 20MnCr5 im weichen Zustand durch die Beschreibung des randschichtgehärteten Zustands ersetzt werden.

Ausgehend von dem aufgezeigten Szenario mit dem Ziel, den Räumprozess hinsichtlich des resultierenden quasistationären Eigenspannungszustand unter Gesichtspunkten der Bauteilqualität zu prognostizieren, könnte hier eine Optimierungsrechnung ansetzen, um die für eine maximale Lebensdauer optimale Prozessführung zu erreichen. Dieser Optimierungsgedanke könnte auch in einen inversen Ansatz zur Modellierung des Prozesses eingehen, um ausgehend von einem spezifischen Eigenspannungszustand auf die dafür nötigen Prozessstellgrößen zu schließen.

Um die Qualität des auf der numerischen Analyse basierenden Regressionsmodells zu verbessern, könnten zusätzlich zur univariaten Variation definierte Kombinationen der Prozessstellgrößen miteinbezogen werden. Damit wäre unter anderem auch die numerische Abbildung des beschriebenen Szenarios möglich. Unter Berücksichtigung des Rechenaufwands könnten so einige weitere Wechselwirkungen der Prozessstellgrößen erfasst und folglich die quantitative Genauigkeit des analytischen Vorhersagemodells erhöht werden.

Zukünftige Arbeiten sollten sich mit weiteren hochproduktiven Fertigungsprozessen mit sequenzieller Zerspanung befassen und die Entwicklung der Eigenspannungen mit der im Rahmen dieser Arbeit verfolgten numerischen Modellbildung analysieren, um ein entsprechendes Prozessmodell aufzubauen.

Ein weiterer Aspekt ist, neben der Anwendung der hier beschriebenen Prozessmodellbildung auf weitere hochproduktive Verfahren, der Einsatz unterschiedlicher Materialmodelle. Die offenen Fragen bezüglich der Eigenspannungsentwicklung und den im Kenntnisstand beschriebenen unterschiedlichen Aussagen aufgrund verschiedener eingesetzter Werkstoffe können durch eine breiter gefächerte Anwendung der sequenziellen Zerspanungssimulation beantwortet werden. Dabei wäre auch eine Clusterbildung über die aktuell häufig eingesetzten Werkstoffe bei hochproduktiven Fertigungsverfahren denkbar, mit dem Ziel die Eigenspannungsentwicklung bei sequenzieller Zerspanung für jeweils einen repräsentablen Werkstoff pro Cluster zu untersuchen. Dies würde einen Einblick geben, welchen Einfluss die spezifischen Materialeigenschaften auf die Eigenspannungsentwicklung für sequenzielle Zerspanungsprozesse haben.

Literaturverzeichnis

- [Aba-11] ABAQUS 6.11 Online Documentation (2011), erstellt am: April 7, 2011 at 12:31:23, Build ID: 2011_04_07-11.54.48 40404, Dassault Systèmes
- [Afa-13] Afazov, S.M. (2013): Modelling and simulation of manufacturing process chains. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology (6), S. 70–77
- [Agr-13] Agrawal, S.; Joshi, S. (2013): Analytical modelling of residual stresses in orthogonal machining of AISI4340 steel. Journal of Manufacturing Processes (15), S.167-179
- [Arr-14] Arrazola, P.J.; Kortabarria, A.; Madariaga, A.; Esnaola, J.A.; Fernandez, E.; Cappellini, C.; Ulutan, D.; Özel, T. (2014): On the machining induced residual stresses in IN718 nickel-based alloy: Experiments and predictions with finite element simulation. Simulation Modelling Practice and Theory (41), S. 87-103
- [Aru-04] Arunachalam, R.M.; Mannan, M.A.; Spowage, A.C. (2004): Surface integrity when machining age hardened Inconel 718 with coated carbide cutting tools. International Journal of Machine Tools & Manufacture (44), S. 1481–1491
- [Att-09] Attanasio, A.; Ceretti, E.; Giardini, C. (2009): 3D FE modelling of superficial residual stresses in turning operations. Machining Science and Technology (13), S. 317-337
- [Aut-10] Autenrieth, H. (2010): Numerische Analyse der Mikrozerspannung am Beispiel von normalisiertem C45E. Schriftenreihe „Werkstoffwissenschaft und Werkstofftechnik“ (56), Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie KIT
- [Bäh-11] Bähre, D.; Brünnet, H. (2011): Simulation of Removing Autofrettage-induced Residual Stress Loaded Layers by Finite Element Analysis. Procedia Engineering (19), S. 9-15
- [Bar-13] Barthel, C.; Klusemann, B.; Denzer, R.; Svendsen, B. (2013): Modeling of a thermomechanical process chain for sheet steels. International Journal of Mechanical Sciences (74), S.46-54

- [Bie-05] Biesinger, F. (2005): Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Randschichtausbildung und Spanbildung beim Hochgeschwindigkeitsfräsen von C45E (Dissertation), Universität Karlsruhe (TH).
- [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. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* (31:2), S.491-510
- [Bri-07] Brinksmeier, E.; Sölter, J.; Grote, C. (2007): Distortion Engineering - Identification of Causes for Dimensional and Form Deviations of Bearing Rings. *Annals of the CIRP*(56/1). S. 109-112
- [Brü-14] Brünnet, H.; Lyubenovaa, N.; Müller, M.; Hoffmann, J.; Bähre, D. (2014): Verification and Application of a new 3D Finite Element Approach to Model the Residual Stress Depth Profile After Autofrettage and Consecutive Reaming. *Procedia CIRP* (13), S. 72-77
- [Cap-05] Capello, E. (2005): Residual stresses in turning Part I: Influence of process parameters. *Journal of Materials Processing Technology* (160), S. 221-228
- [Cap-06] Capello, E. (2006): Residual stresses in turning Part II. Influence of the machined material. *Journal of Materials Processing Technology* (172), S. 319-326
- [Car-11] Caruso, S.; Umbrello, D.; Outeiro, J.C.; Filice, L.; Micari, F. (2011): An experimental investigation of residual stresses in hard machining of AISI 52100 steel. *Procedia Engineering* (19), S. 67-72
- [Dah-04] Dahlman, P.; Gunnberg, F.; Jacobson, M. (2004): The influence of rake angle, cutting feed and cutting depth on residual stresses in hard turning. *Journal of Materials Processing Technology* (147), S. 181–184
- [Dav-10] Davim, J. Paulo (2010): *Surface Integrity in Machining*. Springer Verlag London, ISBN 978-1-84882-873-5
- [Deh-13] Dehmani, H.; Salvatore, F.; Hamdi, H. (2013): Numerical study of residual stress induced by multi-steps orthogonal cutting. *Procedia CIRP* 8, S. 299-304

- [Den-05] Denkena, B.; de Leon-Garcia, L.; Boehnke, D. (2005): Einfluss der Schneidkantengeometrie auf die Zerspankräfte und auf das Zerspanverhalten. *Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* (9), S. 490-494
- [Den-11] Denkena, B.; Tönshoff, H.K. (2011): *Spanen – Grundlagen*. 3. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, ISBN 978-3-642-19771-0
- [DIN 8580] Deutsche Norm DIN 8580. *Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung*. September 2003
- [DIN 8589-0] Deutsche Norm DIN 8589. *Fertigungsverfahren Spanen – Teil 0: Allgemeines – Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. September 2003
- [DIN 8589-5] Deutsche Norm DIN 8589. *Fertigungsverfahren Spanen – Teil 5: Räumen – Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. September 2003
- [Ee-05] Ee, K.C.; Dillon, O.W.; Jawahir, I.S. (2005): Finite element modeling of residual stresses in machining induced by cutting using a tool with finite edge radius. *International Journal of Mechanical Sciences* (47), S. 1611–1628
- [Eig-95] Eigenmann, B.; Macherauch, E. (1995): Röntgenographische Untersuchung von Spannungszuständen in Werkstoffen - Teil II. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* (26), S. 199-216
- [Fie-71] Field, M.; Kahles, J. (1971): Review of Surface Integrity of Machined Components. *Annals of the CIRP* (20:2), S. 153-163
- [Fle-08] Fleischer, J.; Schulze, V.; Deuchert, M.; Autenrieth, H.; Löhe, D.; Weber, M. (2008): Influence of process parameters on the specific reaction forces and surface characteristics in orthogonal micro-cutting. *Conference Proceedings 3rd International Conference on CIRP High Performance Cutting*, Dublin 12th-13th June, 2008
- [Fol-88] Follansbee, P.; Kocks, U. (1988): A constitutive description of the deformation of copper based on the use of mechanical threshold stress as an internal state variable. *Acta Metallurgica* (36), S. 81-93
- [Gar-12] García Navas, V.; Gonzalo, O.; Bengoetxea, I. (2012): Effect of cutting parameters in the surface residual stresses generated by turning in Al-

- SI4340 steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (61), S. 48-57
- [Goc-09] Goch, G.; Dijkman, M. (2009): Holonic quality control strategy for the process chain of bearing rings. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (58), S. 433-436
- [Grz-12] Grzesik, W.; Zak, K. (2012): Surface integrity generated by oblique machining of steel and iron parts. *Journal of Materials Processing Technology* (212), S. 2586-2596
- [Guo-02] Guo, Y.B.; Liu, C.R. (2002): FEM analysis of mechanical state on sequentially machined surfaces. *Machining Science and Technology* (6:1), S. 21-41
- [Guo-09] Guo, Y.B.; Anurag, S.; Jawahir, I.S. (2009): A novel hybrid predictive model and validation of unique hook-shaped residual stress profiles in hard turning. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (58), S. 81-84
- [Her-12] Herbert, C.R.J.; Kwong, J.; Kong, M.C.; Axinte, D.A.; Hardy, M.C.; Withers, P.J. (2012): An evaluation of the evolution of workpiece surface integrity in hole making operations for a nickel-based superalloy. *Journal of Materials Processing Technology* (212), S. 1723-1730
- [Hua-05] Hua, J. (2005): Effect of feed rate, workpiece hardness and cutting edge on subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel using chamfer + hone cutting edge geometry. *Materials Science and Engineering A* (394), S. 238-248.
- [Hua-06] Hua, J.; Umbrello, D.; Shivpuri, R. (2006): Investigation of cutting conditions and cutting edge preparations for enhanced compressive subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel. *Journal of Materials Processing Technology* (171), S. 180-187
- [Hus-12] Husson, R.; Dantan, J-Y.; Baudouin, C.; Silvani, S.; Scheer, T.; Bigot, R. (2012): Evaluation of process causes and influences of residual stress on gear distortion. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (61), S. 551-554

- [Hyu-04] Hyun, S.; Lindgren, L.-E. (2004): Simulating a chain of manufacturing processes using a geometry-based finite element code with adaptive meshing. *Finite Elements in Analysis and Design* (40), S. 511–528
- [Joh-04] Johansson, H.; Aström, P.; Orsborn, K. (2004): A system for information management in simulation of manufacturing processes. *Advances in Engineering Software* (35), S. 725–733
- [Jaw-11] Jawahir, I.S.; Brinksmeier, E.; M'Saoubi, R.; Aspinwall, D.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
- [Kle-10] Klein, M.; Eifler, D. (2010): Influences of the manufacturing processes on the surface integrity and the resulting fatigue behavior of quenched and tempered SAE 4140. *Procedia Engineering* (2), S. 2239-2247
- [Kle-11] Klein, M.; Starke, P.; Eifler, D. (2011): Manufacturing influences on the fatigue properties of quenched and tempered SAE 4140 specimens. *Procedia Engineering* (10), S. 1184-1189
- [Kle-14] Klein, B. (2014): *Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau*. 10. Auflage, Springer Vieweg, ISBN 978-3-658-06053-4, S. 22 ff.
- [Köh-12] Köhler, J.; Grove, T.; Maiß, O.; Denkena, B. (2012): Residual Stresses in Milled Titanium Parts. *Procedia CIRP* (2), S. 79-82
- [Köt-06] Kötter, D. (2006): *Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8736-6, 978-3-8027-8736-2
- [Koh-14] Kohlenbecker, M. (2014): *Untersuchung der Eigenspannungsstabilität von autofrettierten Aluminiumbauteilen unter zyklischer Beanspruchung und erhöhter Temperatur*. Dissertation, Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart
- [Kor-13] Kortabarria, A.; Arrazola, P.J.; Ostolaza, K. (2013): Multi revolution finite element model to predict machining induced residual stresses in Inconel 718. *Procedia CIRP* (8), S. 111-116

- [Kos-70] Koster, W.P.; Field, M.; Fritz, L.J.; Luciano, R.G.; Kahles, J.F. (1970): Surface integrity of machined structural components. Technical Report AFML-TR-70-11, Metcut Research Associates Inc., Cincinnati, OH
- [Kot-07] Kotschenreuther, J.; Autenrieth, H.; Weber, M.; Fleischer, J.; Schulze, V.; Löhe, D.; Gumbsch, P. (2007): Influence of Multiple Machining Steps on the Specific Cutting Force and Surface Characteristics in Micro Cutting. Proceedings of the 2nd International Conference on New Forming Technology, ISBN 978-3-933762-22-1, S. 551-561
- [Lan-05] Lang, H. (2005): Trocken-Räumen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten. Forschungsberichte aus dem wbk Institut für Produktionstechnik, Dissertation, Universität Karlsruhe (TH)
- [Li-09] Li, J.L.; Jing, L.L.; Chen, M. (2009): An FEM study on residual stresses induced by high-speed end-milling of hardened steel SKD11. Journal of Materials Processing Technology (209), S. 4515-4520
- [Liu-82] Liu, C.R.; Barash, M.M. (1982): Variables governing patterns of mechanical residual stress in a machined surface. Journal of Engineering for Industry (104), S. 257-64
- [Liu-98] Liu, C.R.; Mittal, S. (1998): Optimal pre-stressing the surface of a component by superfinish hard turning for maximum fatigue life in rolling contact. Wear (219), S.128-140
- [Liu-00] Liu, C.R.; Guo, Y.B. (2000): Finite element analysis of the effect of sequential cuts and tool chip friction on residual stresses in a machined layer. International Journal of Mechanical Sciences (42), S. 1069-1086
- [Mar-10] Maranhão, C.; Davim, J.P. (2010): Finite element modelling of machining of AISI 316 steel: Numerical simulation and experimental validation. Simulation Modelling Practice and Theory (18), S. 139-156
- [Mat-91] Matsumoto, Y.; Magda, D.; Hoepfner, D.W.; Kim, T.Y. (1991): Effect of machining processes on the fatigue strength of hardened AISI 4340 steel. Journal of Engineering for Industry (113), S:154-159
- [Mei-14a] Meixner, M. (2014): Entwicklung von Mess- und Auswertestrategien zur orts aufgelösten Analyse oberflächennaher Eigenspannungstiefengradienten. Dissertation, Technische Universität Berlin

- [Mei-14b] Meier, H.; Ninomiya, K.; Dornfeld, D.; Schulze, V. (2014): Hard broaching of case hardened SAE 5120. *Procedia CIRP* (14), S. 60-65
- [Mig-09] Miguélez, M.H.; Zaera, R.; Molinari, A.; Cheriguene, R.; Rusinek, A. (2009): Residual stresses in orthogonal cutting of metals: The effect of thermomechanical coupling parameters and of friction. *Journal of Thermal Stresses* (32:3), S. 269-289
- [Mis-13] Mises, R. v. (1913): *Mechanik der festen Körper im plastisch- deformablen Zustand*. Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse 1913, S. 582-592
- [Moh-10] Mohammadpour, M.; Razfar, M.R.; Saffar, R.J. (2010): Numerical investigating the effect of machining parameters on residual stresses in orthogonal cutting. *Simulation Modelling Practice and Theory* (18), S. 378-389
- [Mon-12] Mondelin, A.; Valiorgue, F.; Rech, J.; Coret, M.; Feulvarch, E. (2012): Hybrid model for the prediction of residual stresses induced by 15-5PH steel turning. *International Journal of Mechanical Sciences* (58), S. 69–85
- [Mou-12] Moussa, N.B.; Sidhom, H.; Braham, C. (2012): Numerical and experimental analysis of residual stress and plastic strain distributions in machined stainless steel. *International Journal of Mechanical Sciences* (64), S. 82-93
- [Ms-11] Munoz-Sanchez, A.; Canteli, J.A.; Cantero, J.L.; Miguélez, M.H. (2011): Numerical analysis of the tool wear effect in the machining induced residual stresses. *Simulation Modelling Practice and Theory* (19), S. 872-886
- [Nas-08] Nasr, M.; Ng, E.-G.; Elbestawi, M.A. (2008): A modified time-efficient FE approach for predicting machining-induced residual stresses. *Finite Elements in Analysis and Design* (44), S. 149-161
- [Öze-12] Özel, T.; Ulutan, D. (2012): Prediction of machining induced residual stresses in turning of titanium and nickel based alloys with experiments and finite element simulations. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (61), S. 547-550

- [Out-06a] 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 & Manufacture* (46), S. 1786-1794
- [Out-06b] Outeiro, J.C.; Umbrello, D.; M'Saoubi, R. (2006): Experimental and FEM Analysis of Cutting Sequence on Residual Stresses in Machined Layers of AISI 316L Steel. *Materials Science Forum* (524-525), S. 179-184
- [Out-06c] Outeiro, J.C.; Dias, A.M.; Jawahir, I.S. (2006): On the Effects of Residual Stresses Induced by Coated and Uncoated Cutting Tools with Finite Edge Radii in Turning Operations. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (55:1), S. 111-116
- [Pie-08] Pietrzyk, M.; Madej, L.; Weglarczyk, S. (2008): Tool for optimal design of manufacturing chain based on metal forming. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (57), S. 309–312
- [Ric-83] Richter, F. (1983): *Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit*. *Stahleisen-Sonderberichte*, Düsseldorf, Verlag Stahleisen M. B. H., 10
- [Sao-99] M'Saoubi, R.; Outeiro, J.C.; Changeux, B.; Lebrun, J.L.; Dias, A.M. (1999): Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels. *Journal of Materials Processing Technology* (96), S. 225-233
- [Sao-08] M'Saoubi, R.; Outeiro, J.C.; Chandrasekaran, H.; Dillon, O.W.; Jawahir, I.S. (2008): A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products. *International Journal of Sustainable Manufacturing* (1:1/2), S. 203-236
- [Sas-96] Sasahara, H.; Obikawa, T.; Shirakashi, T. (1996): FEM Analysis of Cutting Sequence Effect on Mechanical Characteristics in Machined Layer. *Journal of Materials Processing Technology* (62), S. 448-453
- [Sas-04] Sasahara, H.; Obikawa, T.; Shirakashi, T. (2004): Prediction model of surface residual stress within a machined surface by combining two or-

- thogonal plane models. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (44), S. 815-822
- [Scr-15] Scrimieri, D.; Afazov, S.; Ratchev, S. (2015): An in-core grid index for transferring finite element data across dissimilar meshes. *Advances in Engineering Software* (88), S. 53-62
- [Seg-95] Segtrop, K. (1995): Einfluß einer Drehbearbeitung auf die Randzone von Hartlegierungen. Dissertation, Ruhr-Universität Bochum
- [Sch-10] Schulze, V.; Autenrieth, H.; Deuchert, M.; Weule, H. (2010): Investigation of surface near residual stress states after micro-cutting by finite element simulation. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (59), S. 117-120
- [Sch-11] Schulze, V.; Osterried, J.; Meier, H.; Zanger, F. (2011): Simulation of multiple chip formation when broaching SAE 5120 low alloy steel. *Advanced Materials Research* (223), S. 37-45
- [Sch-12a] Schulze, V.; Osterried, J.; Strauß, T.; Zanger, F. (2012): Analysis of surface layer characteristics for sequential cutting operations. *HTM Journal of Heat Treatment and Materials* (67:6), S. 347-356
- [Sch-12b] Schulze, V.; Meier, H.; Strauss, T.; Gibmeier, J. (2012): High speed broaching of case hardening steel SAE 5120. *Procedia CIRP* (1), S. 431-436
- [Sha-05] Shaw, M.C. (2005): *Metal Cutting Principles*. 2nd Edition, Oxford University Press, New York, ISBN 0-19-514206-3
- [She-03] Shet, C.; Deng, X. (2003): Residual stresses and strains in orthogonal metal cutting. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (43), S. 573-587
- [Spi-09] Spieß, L.; Teichert, G.; Schwarzer, R.; Behnken, H.; Genzel, C. (2009): *Moderne Röntgenbeugung*. 2. Auflage, Vieweg+Teubner, Wiesbaden, ISBN 978-3-8351-0166-1
- [Ste-13] Stenberg, N.; Proudian, J. (2013): Numerical modelling of turning to find residual stresses. *Procedia CIRP* (8), S. 258-264

- [Str-03] Straube, A.; Messner, G.; Schmitz, R. (2003): Berücksichtigung der Werkstoffhistorie in der simulierten Fertigungsprozesskette. Symposium „Simulation in der Produkt- und Prozessentwicklung“, 5.-7. November 2003, Bremen, S. 31-37
- [Str-11] Strohm, Katja (2011): Analyse des Eigenspannungszustands im Zahngrund einer Evolventenverzahnung. Studienarbeit, Institut für Angewandte Materialien – Werkstoffkunde (IAM-WK), Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
- [Str-12] Strauß, T.; Meier, H.; Gibmeier, J.; Schulze, V.; Wanner, A. (2012): Local residual stress distribution at the tooth root surface of a broached steel component. *Materials Science Forum* (706-709), S. 1731-1736
- [Su-06] Su, J-C. (2006): Residual stress modeling in machining processes. Dissertation, George W. Woodruff School of Mechanical Engineering, Georgia Institute of Technology
- [Tön-04] Tönshoff, H.K.; Denkena, B. (2004): *Spanen – Grundlagen*. 2. Auflage, Springer, Hannover, ISBN 3-540-00588-9
- [Tom-84] Tomé, C.; Canova, G.; Kocks, U.; Christodoulou, N.; Jonas, J. (1984): The relationship between macroscopic and microscopic strain hardening in F.C.C. polycrystals. *Acta metallurgica* (32), S. 1637-1653
- [Umb-07] Umbrello, D.; Ambrogio, G.; Filice, L.; Shivpuri, R. (2007): An ANN approach for predicting subsurface residual stresses and the desired cutting conditions during hard turning. *Journal of Materials Processing Technology* (189), S. 143-152
- [Val-12] Valiorgue, F.; Rech, J.; Hamdi, H.; Gilles, P.; Bergheau, J.M. (2012): 3D modeling of residual stresses induced in finish turning of an Al-Si304L stainless steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* (53), S. 77-90
- [Voc-48] Voce, E. (1948): The relationship between stress and strain for homogeneous deformation. *Journal of the Institute of Metals* (74), S. 537-562

- [Vöh-74] Vöhringer, O. (1974): Temperatur und Geschwindigkeitsabhängigkeit der Streckgrenze von Kupferlegierungen. Zeitschrift für Metallkunde (65), S. 32-36
- [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
- [Web-08] Weber, M.; Autenrieth, H.; Kotschenreuther, J.; Gumbsch, P.; Schulze, V.; Löhe, D.; Fleischer, J. (2008): Influence of friction and process parameters on the specific cutting force and surface characteristics in micro cutting. Machining Science and Technology (12), S. 474-497
- [Wu-90] Wu, D.W.; Matsumoto, Y. (1990): The effect of hardness on residual stresses in orthogonal machining of AISI 4340 steel. Journal of Manufacturing Science and Engineering (112:3), S. 245-252.
- [Yan-02a] Yang, X.; Liu, C.R. (2002): A methodology for predicting the variance of fatigue life incorporating the effects of manufacturing processes. Journal of Manufacturing Science and Engineering (124), S.745-753
- [Yan-02b] Yang, X.; Liu, C.R. (2002): A new stress-based model of friction behavior in machining and its significant impact on residual stresses computed by finite element method. International Journal of Mechanical Sciences (44), S. 703–723
- [Yan-02c] Yang, X.; Liu, C.R.; 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
- [Zae-09] Zaeh, M.; Tekkaya, A.; Biermann, D.; Zabel, A.; Langhorst, M.; Schöber, A.; Kloppenborg, T.; Steiner, M.; Ungemach, E. (2009): Integrated Simulation of the Process Chain Composite Extrusion-Milling-Welding for Lightweight Frame Structures. Production Engineering - Research and Development (3), S. 441-451

- [Zha-13] Zhao, H.; Liu, C.; Cui, T.; Tian, Y.; Shi, C.; Li, J.; Huang, H. (2013): Influences of sequential cuts on micro-cutting process studied by smooth particle hydrodynamic (SPH). *Applied Surface Science* (284), S. 366-371

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1: Verformungszonen beim Spanbildungsvorgang [Den-11]	5
Abbildung 2.2: Mechanischer Entstehungsmechanismus der Eigenspannungen [Den-11]	8
Abbildung 2.3: Thermischer Entstehungsmechanismus der Eigenspannungen [Den-11]	9
Abbildung 4.1: Werkzeugparameter beim Räumverfahren [Lan-05]	41
Abbildung 4.2: Räumnadel und Werkzeugparameter (Foto: H. Meier, wbk)	42
Abbildung 4.3: Schaltmuffe (Foto: H. Meier, wbk) und abgeleitete Probengeometrie der ebenen Platte [Sch-12b]	43
Abbildung 4.4: Lichtmikroskopische Aufnahme des Versuchswerkstoffes 20MnCr5 (Foto: iam-wk)	44
Abbildung 5.1: Anfangssituation (links), Spanbildung mit Zerspanweg 400 μm (rechts)	46
Abbildung 5.2: Bereiche der Neuvernetzung in der Zerspanungssimulation	51
Abbildung 5.3: FE-Netz vor (links) und nach Neuvernetzung (rechts)	52
Abbildung 5.4: Einfluss der Neuvernetzungshäufigkeit auf Eigenspannungen (oben) und Elementverzerrungen (unten)	54
Abbildung 6.1: Sequenzielle Zerspanung eines betrachteten Werkstückausschnitts	57
Abbildung 6.2: Simulationssequenz zur Abbildung der sequenziellen Zerspanung	57
Abbildung 6.3: Vergleich der Tiefenverläufe extrahierter und übertragener Berechnungsgrößen: Spannung längs zur Schnitttrichtung (a), Spannung quer zur Schnitttrichtung (b), plastische Dehnung (c) und Temperatur (d)	59
Abbildung 6.4: Maximale Temperatur in der Zerspanzone (links) und daraus abgeleitetes Abbruchkriterium der Temperatur K_T (rechts)	62
Abbildung 6.5: Reaktionskraft (links) bei der Zerspanung und abgeleitetes Abbruchkriterium der Reaktionskraft K_F (rechts)	63

Abbildung 6.6: Spannungsänderung in der Randschicht zwischen jeweils zweier aufeinander folgender Neuvernetzungssequenzen bei der Zerspanung (links) und abgeleitetes Abbruchkriterium der Spannung (rechts)	65
Abbildung 6.7: Verlauf der maximalen Temperatur und des Abbruchkriteriums Temperatur für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten $v_c=10; 30; 50$ m/min bei der sequenziellen Zerspanung mit je drei Schneiden ($h=40$ μm ; $\mu=0,3$; $\alpha=2^\circ$; $\gamma=16^\circ$)	66
Abbildung 6.8: Verlauf der Reaktionskraft und des Abbruchkriteriums Reaktionskraft für verschiedene Spannungsdicken $h=20; 40; 60$ μm bei der sequenziellen Zerspanung mit je drei Schneiden ($v_c=30$ m/min; $\mu=0,3$; $\alpha=2^\circ$; $\gamma=16^\circ$)	67
Abbildung 6.9: Verlauf der Spannungsänderung und des Abbruchkriteriums Spannung für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten $v_c=10; 30; 50$ m/min (oben), Spannungsdicken $h=20; 40; 60$ μm (mittig) und Reibwerte $\mu=0,1; 0,3; 0,5$ (unten) bei der sequenziellen Zerspanung mit je drei Schneiden ($\alpha=2^\circ$; $\gamma=16^\circ$)	69
Abbildung 7.1: Verlauf der spezifischen Schnittkraft k_c für eine sequenzielle Zerspanung mit 10 Schneiden	72
Abbildung 7.2: Vergleich der simulierten und gemessenen spezifischen Schnittkräfte k_c mit den Beschichtungen TiAlN (a) und AlCrN (b)	73
Abbildung 7.3: Vergleich der simulierten und gemessenen Temperaturen an der Freifläche mit (a) Spannungsdicke $h=40$ μm und (b) Spannungsdicke $h=60$ μm	75
Abbildung 7.4: Vergleich der simulierten und gemessenen Eigenspannungen als Tiefenprofile mit Schnittgeschwindigkeit $v_c=7$ m/min (a), $v_c=30$ m/min (b) und $v_c=50$ m/min (c) für n sequenzielle Zerspanungen mit $1 \leq n \leq 20$	79
Abbildung 8.1: Charakteristische Merkmale der Eigenspannungstiefenverläufe	83
Abbildung 8.2: Einfluss sequenzieller Zerspanungen auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs	84

Abbildung 8.3: Einfluss des Spanwinkels auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs	89
Abbildung 8.4: Einfluss des Freiwinkels auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs	90
Abbildung 8.5: Einfluss der relativen Schärfe auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs	92
Abbildung 8.6: Einfluss der Teilung auf die Eigenspannungen auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs	94
Abbildung 8.7: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs	97
Abbildung 8.8: Einfluss des Reibwertes auf die charakteristischen Merkmale des Eigenspannungstiefenverlaufs	99
Abbildung 8.9: Initiale Druck- und Zugeigenspannungen in Schnittrichtung als Anfangszustände σ_a^{init} bis σ_f^{init} in der Bauteilrandschicht	101
Abbildung 8.10: Einfluss initialer Eigenspannungen auf die charakteristischen Merkmale des resultierenden Eigenspannungstiefenverlaufs	104
Abbildung 8.11: Tiefenverlauf der Temperatur in den simulierten Teilungsschritten für n=20 sequenzielle Zerspanungen	106
Abbildung 8.12: Wärmestrom in den simulierten Teilungsschritten für n=20 sequenzielle Zerspanungen	107
Abbildung 8.13: Einfluss des Spanwinkels auf die spezifische Schnittkraft	109
Abbildung 8.14: Temperaturentwicklung bei der Zerspanung unter Standardbedingungen mit n=1 für die Spanwinkel a) $\gamma = 16^\circ$, b) $\gamma = 24^\circ$, c) $\gamma = 48^\circ$	110
Abbildung 8.15: Einfluss der relativen Schärfe auf die Temperaturverteilung bei n=15 und $r_\beta/h = 1,0$ (a) bzw. $r_\beta/h = 0,083$ (b)	113
Abbildung 8.16: a) Temperaturverlauf im Werkstück nach Simulation des Teilungsschrittes für verschiedene Teilungen t , b) Temperaturverteilung für $t = 4 \text{ mm}$ und c) für $t = 24 \text{ mm}$, n=7 const.	114

Abbildung 8.18: Temperaturverteilung für Schnittgeschwindigkeiten $v_c=1$ m/min (a) und $v_c=90$ m/min (b) und Temperaturverlauf (c)	115
Abbildung 8.18: Ausbildung einer Stauzone mit geringen Relativgeschwindigkeiten vor der Schneide für verschiedene Reibwerte, $\mu = 0,003$ (a) und $\mu = 0,45$ (b)	117
Abbildung 8.19: Überlagerung initialer und resultierender Zugeigenspannungen für σ_f^{init} ($n=0$)	118
Abbildung 8.20: Einfluss der sequenziellen Zerspanung mit $n=20$ auf den Tiefenverlauf des quasi-stationären Eigenspannungszustands im Vergleich zur singulären Zerspanung mit $n=1$	121
Abbildung 9.1: Einflussfunktionen der Regression über die Eigenspannungen an der Oberfläche: a) Anzahl sequenzieller Zerspanungen, b) Spanwinkel, c) Freiwinkel, d) relative Schärfe, e) Teilung, f) Schnittgeschwindigkeit, g) Reibungskoeffizient	129
Abbildung 9.6: Vergleich zwischen FE- und Regressionsmodell in den charakteristischen Merkmalen des Eigenspannungstiefenverlaufs	134

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1: Einfluss sequenzieller Zerspanung auf den Eigenspannungszustand in der Literatur	37
Tabelle 5-1: Materialparameter für 20MnCr5 in normalisiertem Zustand [Sch-12]	50
Tabelle 8-1: Standardwerte für die Prozessstellgrößen	81
Tabelle 8-2: Variation der Prozessstellgrößen	81
Tabelle 8-3: Einfluss auf charakteristische Merkmale bei Änderung der Stellgröße um $\pm 50\%$	122
Tabelle 9-1: Koeffizienten der Einflussfunktionen des Produktansatzes zur Beschreibung der Eigenspannungen an der Oberfläche σ_0	130
Tabelle 9-2: Abschätzung der Güte des Regressionsmodells	131
Tabelle 9-3: Definition der Prozessstellgrößen für das Szenario	132
Tabelle 9-4: Vergleich zwischen FE- und Regressionsmodell in den charakteristischen Merkmalen im quasi-stationären Eigenspannungszustand mit $15 \leq n \leq 20$	133

Anhang

Verschiebungs-Verzerrungs-Relation

Nach [Kle-14] wird der Zusammenhang zwischen den Verschiebungen u , v , w , den Verzerrungen ε_{xx} , ε_{yy} , ε_{zz} und den Gleitungen γ_{xy} , γ_{yz} , γ_{zx} beschrieben durch:

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial u}{\partial x}, \quad \varepsilon_{yy} = \frac{\partial v}{\partial y}, \quad \varepsilon_{zz} = \frac{\partial w}{\partial z},$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y}, \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z}, \quad \gamma_{zx} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x}$$

Damit ist die Verschiebungs-Verzerrungs-Relation $\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{D} \cdot \mathbf{u}$ über die Differentialoperatorenmatrix \mathbf{D} gegeben mit [Kle-14]:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial y} & \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial z} & \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix}, \quad \text{wobei gilt: } \gamma_{xy} = 2\varepsilon_{xy}, \quad \gamma_{yz} = 2\varepsilon_{yz}, \quad \gamma_{zx} = 2\varepsilon_{zx}$$

Additive Zerlegung der Verzerrung

Nach [Aba-11] kann die additive Zerlegung der Verzerrung unter der Annahme isotropen Materialverhaltens beschrieben werden mit:

$$\mathbf{G} = \mathbf{G}^{el} + \mathbf{G}^{pl},$$

wobei \mathbf{G} den symmetrischen Anteil des Geschwindigkeitsgradienten der Deformation bezeichnet. Für die Beschreibung des inelastischen Materialverhaltens in Abaqus wird die folgende Notation verwendet:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{el} + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{pl}$$

Hooke'sches Gesetz

Für den Zusammenhang zwischen Verzerrungen und Spannungen lautet die dreidimensionale Gleichung für elastische Körper [Kle-14]:

$$\sigma_{xx} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[(1-\nu)\varepsilon_{xx} + \nu(\varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz}) \right]$$

$$\sigma_{yy} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[(1-\nu)\varepsilon_{yy} + \nu(\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{zz}) \right]$$

$$\sigma_{zz} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[(1-\nu)\varepsilon_{zz} + \nu(\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy}) \right]$$

$$\tau_{xy} = \frac{E}{2(1+\nu)} \cdot \gamma_{xy} = \frac{E}{(1+\nu)} \cdot \varepsilon_{xy}$$

$$\tau_{yz} = \frac{E}{2(1+\nu)} \cdot \gamma_{yz} = \frac{E}{(1+\nu)} \cdot \varepsilon_{yz}$$

$$\tau_{zx} = \frac{E}{2(1+\nu)} \cdot \gamma_{zx} = \frac{E}{(1+\nu)} \cdot \varepsilon_{zx}$$

daraus ergibt sich

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{bmatrix} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} (1-\nu) & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ & (1-\nu) & \nu & 0 & 0 & 0 \\ & & (1-\nu) & 0 & 0 & 0 \\ & & & (1-2\nu) & 0 & 0 \\ & \text{sym.} & & & (1-2\nu) & 0 \\ & & & & & (1-2\nu) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} \end{bmatrix}$$

und damit über den Steifigkeitstensor \mathbf{E} die Beziehung $\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}$. Für Materialien mit elasto-plastischen Verhalten wird für die Verzerrungen nur der elastische Anteil eingesetzt.

Fließregel nach von Mises

Gemäß [Mis-13, Koh-14] wird die Fließbedingung nach von Mises für linearelastisches-ideal-plastisches Materialverhalten definiert mit:

$$f = \frac{3}{2} \boldsymbol{\sigma}'^T \cdot \boldsymbol{\sigma}' - k^2 = 0,$$

Hierbei ist die Streckgrenze mit k bezeichnet, welche über die Verfestigung des Materials modelliert wird. Der Spannungsdeviator σ' ergibt sich aus dem um den hydrostatischen Anteil p_h reduzierten Spannungstensor σ :

$$\sigma' = \sigma - p_h \cdot \mathbf{e},$$

$$\text{mit } p_h = \frac{1}{3}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \text{ und } \mathbf{e} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \text{ als Einheitstensor.}$$

Über die Formulierung einer assoziierten Fließregel kann die Richtung des plastischen Fließens bestimmt werden, wobei \dot{p} die plastische Vergleichsdehnrate bezeichnet:

$$\dot{\mathbf{e}}_{pl} = \dot{p} \cdot \frac{\partial f}{\partial \sigma}$$

Tiefe der Eigenspannungen an der Oberfläche

Die Einflussfunktionen $f_{z_0,1}$ bis $f_{z_0,7}$ bilden die Abhängigkeit des untersuchten charakteristischen Merkmals z_0 von der Anzahl der sequenziellen Zerspannungen und des jeweiligen Prozessparameters ab.

$$\frac{z_0}{\bar{z}_0} = f_{z_0,1}(n) \cdot f_{z_0,2}(\gamma) \cdot f_{z_0,3}(\alpha) \cdot f_{z_0,4}(r_\beta/h) \cdot f_{z_0,5}(t) \cdot f_{z_0,6}(v_c) \cdot f_{z_0,7}(\mu)$$

Die einzelnen Einflussfunktionen sind:

$$f_{z_0,1}(n) = C_{z_0,1} + A_{z_0,11}n + A_{z_0,12}n^2 + A_{z_0,13}n^3 + A_{z_0,14}n^4 + A_{z_0,15}n^5$$

$$f_{z_0,2}(\gamma) = C_{z_0,2} + A_{z_0,21}\gamma + A_{z_0,22}\gamma^2 + A_{z_0,23}\gamma^3 + A_{z_0,24}\gamma^4$$

$$f_{z_0,3}(\alpha) = C_{z_0,3} + A_{z_0,31}\alpha + A_{z_0,32}\alpha^2 + A_{z_0,33}\alpha^3$$

$$f_{z_0,4}(r_\beta/h) = C_{z_0,4} + A_{z_0,41} \exp(-(r_\beta/h)/A_{z_0,42}) + A_{z_0,43} \exp(-(r_\beta/h)/A_{z_0,44})$$

$$f_{z_0,5}(t) = C_{z_0,5} + A_{z_0,51}t + A_{z_0,52}t^2 + A_{z_0,53}t^3$$

$$f_{z_0,6}(v_c) = C_{z_0,6} + A_{z_0,61}v_c + A_{z_0,62}v_c^2 + A_{z_0,63}v_c^3 + A_{z_0,64}v_c^4$$

$$f_{z_0,7}(\mu) = C_{z_0,7} + A_{z_0,71}\mu + A_{z_0,72}\mu^2 + A_{z_0,73}\mu^3$$

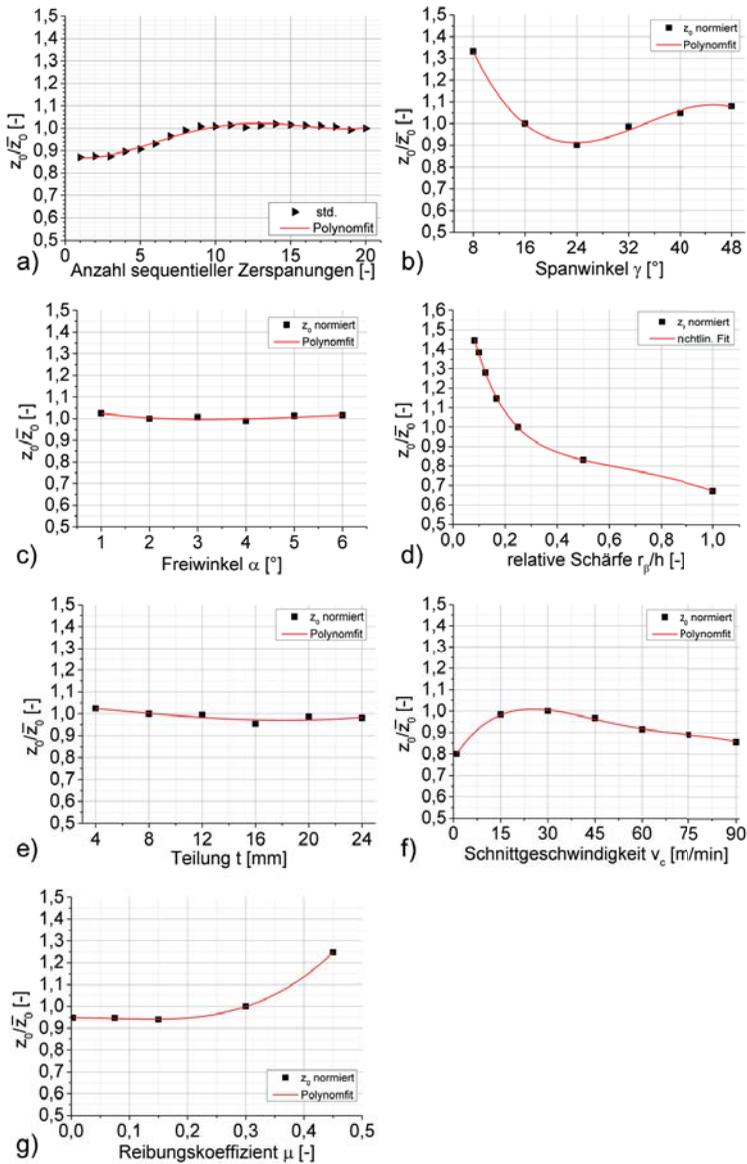


Abbildung A-1: Einflussfunktionen der Regression über die Tiefe der Eigenspannungen an der Oberfläche: a) Anzahl sequentieller Zerspanungen, b) Spanwinkel, c) Freiwinkel, d) relative Schärfe, e) Teilung, f) Schnittgeschwindigkeit, g) Reibungskoeffizient

Tabelle A-1: Koeffizienten der Einflussfunktionen des Produktansatzes zur Beschreibung der Tiefe der Eigenspannungen an der Oberfläche z_0

	C_{z_0i}	A_{z_0i1}	A_{z_0i2}	A_{z_0i3}	A_{z_0i4}	A_{z_0i5}	$R_{z_0i}^2$
$f_{z_0,1}(n)$	8,77E-01	-1,54E-02	7,14E-03	-5,57E-04	1,27E-05	-	9,79E-01
$f_{z_0,2}(\gamma)$	2,02E+00	-1,13E-01	3,63E-03	-3,51E-05	-	-	9,95E-01
$f_{z_0,3}(\alpha)$	1,06E+00	-4,78E-02	1,06E-02	-6,48E-04	-	-	6,96E-01
$f_{z_0,4}(r_\beta/h)$	8,70E-01	1,16E+00	1,27E-01	-1,92E-02	-4,28E-01	-	1,00E+00
$f_{z_0,5}(t)$	1,05E+00	-6,32E-03	-1,49E-05	6,84E-06	-	-	7,42E-01
$f_{z_0,6}(v_c)$	7,78E-01	2,28E-02	-7,41E-04	8,92E-06	-3,77E-08	-	9,98E-01
$f_{z_0,7}(\mu)$	9,49E-01	1,65E-02	1,36E+00	6,22E+00	-	-	1,00E+00

Maximale Druckeigenspannungen in der Randschicht

Die Einflussfunktionen f_{σ_1} bis f_{σ_7} bilden die Abhängigkeit des untersuchten charakteristischen Merkmals σ_1 von der Anzahl der sequenziellen Zerspannungen und des jeweiligen Prozessparameters ab:

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_1} = f_{\sigma_1}(n) \cdot f_{\sigma_2}(\gamma) \cdot f_{\sigma_3}(\alpha) \cdot f_{\sigma_4}(r_\beta/h) \cdot f_{\sigma_5}(t) \cdot f_{\sigma_6}(v_c) \cdot f_{\sigma_7}(\mu)$$

Die einzelnen Einflussfunktionen sind:

$$f_{\sigma_1}(n) = C_{\sigma_1} + A_{\sigma_1,1}n + A_{\sigma_1,2}n^2 + A_{\sigma_1,3}n^3 + A_{\sigma_1,4}n^4 + A_{\sigma_1,5}n^5$$

$$f_{\sigma_2}(\gamma) = C_{\sigma_2} + A_{\sigma_2,1}\gamma + A_{\sigma_2,2}\gamma^2 + A_{\sigma_2,3}\gamma^3 + A_{\sigma_2,4}\gamma^4$$

$$f_{\sigma_3}(\alpha) = C_{\sigma_3} + A_{\sigma_3,1}\alpha + A_{\sigma_3,2}\alpha^2 + A_{\sigma_3,3}\alpha^3$$

$$f_{\sigma_4}(r_\beta/h) = C_{\sigma_4} + A_{\sigma_4,1}(1 - \exp(-(r_\beta/h)/A_{\sigma_4,2})) + A_{\sigma_4,3}(1 - \exp(-(r_\beta/h)/A_{\sigma_4,4}))$$

$$f_{\sigma_5}(t) = C_{\sigma_5} + A_{\sigma_5,1}t + A_{\sigma_5,2}t^2 + A_{\sigma_5,3}t^3$$

$$f_{\sigma_6}(v_c) = C_{\sigma_6} + A_{\sigma_6,1}v_c + A_{\sigma_6,2}v_c^2 + A_{\sigma_6,3}v_c^3 + A_{\sigma_6,4}v_c^4$$

$$f_{\sigma_7}(\mu) = C_{\sigma_7} + A_{\sigma_7,1}\mu + A_{\sigma_7,2}\mu^2 + A_{\sigma_7,3}\mu^3$$

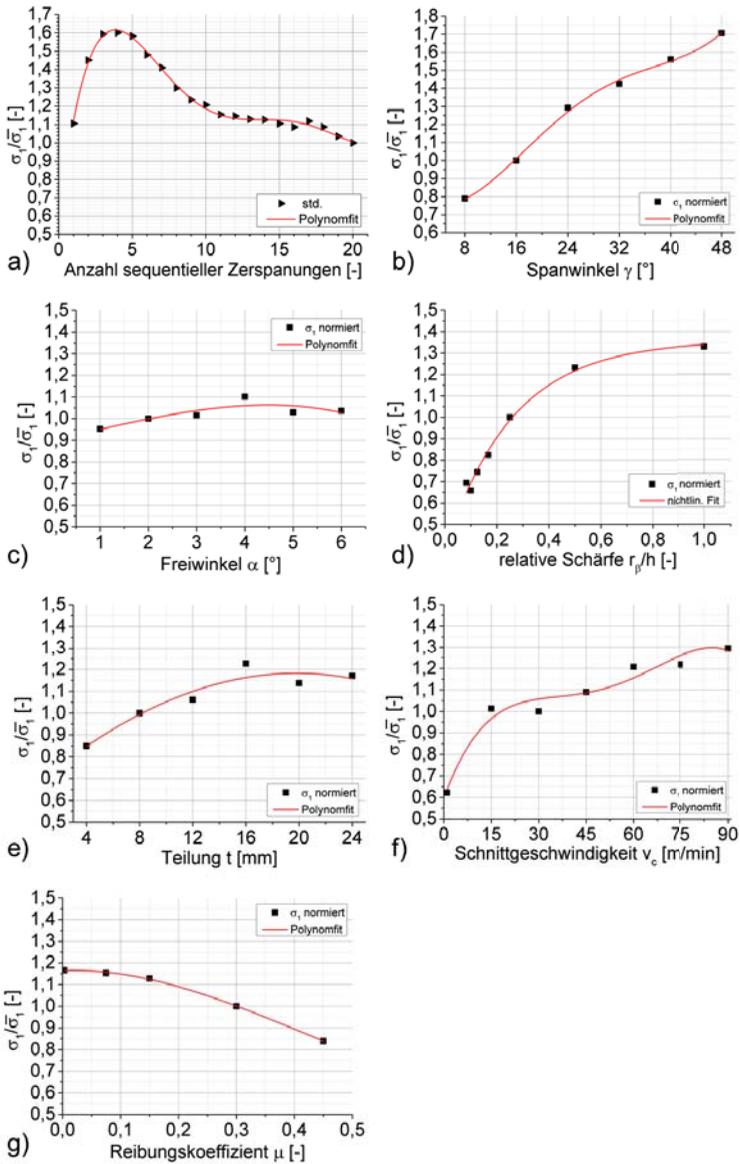


Abbildung A-2: Einflussfunktionen der Regression über die maximalen Druckeigenstressungen in der Randschicht: a) Anzahl sequentieller Zerspanungen, b) Spanwinkel, c) Freiwinkel, d) relative Schärfe, e) Teilung, f) Schnittgeschwindigkeit, g) Reibungskoeffizient

Tabelle A-2: Koeffizienten der Einflussfunktionen des Produktansatzes zur Beschreibung der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht σ_1

	$C_{\sigma_{ij}}$	$A_{\sigma_{i1}}$	$A_{\sigma_{i2}}$	$A_{\sigma_{i3}}$	$A_{\sigma_{i4}}$	$A_{\sigma_{i5}}$	$R_{\sigma_{ij}}^2$
$f_{\sigma_{11}}(n)$	5,58E-01	7,03E-01	-1,59E-01	1,46E-02	-6,01E-04	9,21E-06	9,95E-01
$f_{\sigma_{12}}(\gamma)$	8,36E-01	-3,72E-02	4,90E-03	-1,38E-04	1,25E-06	-	9,98E-01
$f_{\sigma_{13}}(\alpha)$	9,01E-01	4,81E-02	2,71E-03	-1,20E-03	-	-	7,36E-01
$f_{\sigma_{14}}(r_\beta/h)$	3,78E-01	4,91E-01	2,58E-01	4,91E-01	2,58E-01	-	9,90E-01
$f_{\sigma_{15}}(t)$	6,62E-01	5,14E-02	-1,20E-03	-3,32E-06	-	-	9,15E-01
$f_{\sigma_{16}}(v_c)$	5,96E-01	4,06E-02	-1,32E-03	1,88E-05	-9,10E-08	-	9,66E-01
$f_{\sigma_{17}}(\mu)$	1,16E+00	1,14E-01	-2,86E+00	2,22E+00	-	-	1,00E+00

Tiefe der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht

Die Einflussfunktionen $f_{z_1,1}$ bis $f_{z_1,7}$ bilden die Abhängigkeit des untersuchten charakteristischen Merkmals z_1 von der Anzahl der sequenziellen Zerspannungen und des jeweiligen Prozessparameters ab:

$$\frac{z_1}{\bar{z}_1} = f_{z_1,1}(n) \cdot f_{z_1,2}(\gamma) \cdot f_{z_1,3}(\alpha) \cdot f_{z_1,4}(r_\beta/h) \cdot f_{z_1,5}(t) \cdot f_{z_1,6}(v_c) \cdot f_{z_1,7}(\mu)$$

Die einzelnen Einflussfunktionen sind:

$$f_{z_1,1}(n) = C_{z_1,1} + A_{z_1,11}n + A_{z_1,12}n^2 + A_{z_1,13}n^3 + A_{z_1,14}n^4 + A_{z_1,15}n$$

$$f_{z_1,2}(\gamma) = C_{z_1,2} + A_{z_1,21}\gamma + A_{z_1,22}\gamma^2 + A_{z_1,23}\gamma^3$$

$$f_{z_1,3}(\alpha) = C_{z_1,3} + A_{z_1,31}\alpha + A_{z_1,32}\alpha^2 + A_{z_1,33}\alpha^3$$

$$f_{z_1,4}(r_\beta/h) = C_{z_1,4} + A_{z_1,41} \exp(-(r_\beta/h)/A_{z_1,42}) + A_{z_1,43} \exp(-(r_\beta/h)/A_{z_1,44})$$

$$f_{z_1,5}(t) = C_{z_1,5} + A_{z_1,51}t + A_{z_1,52}t^2 + A_{z_1,53}t^3$$

$$f_{z_1,6}(v_c) = C_{z_1,6} + A_{z_1,61}v_c + A_{z_1,62}v_c^2 + A_{z_1,63}v_c^3$$

$$f_{z_1,7}(\mu) = C_{z_1,7} + A_{z_1,71}\mu + A_{z_1,72}\mu^2 + A_{z_1,73}\mu^3$$

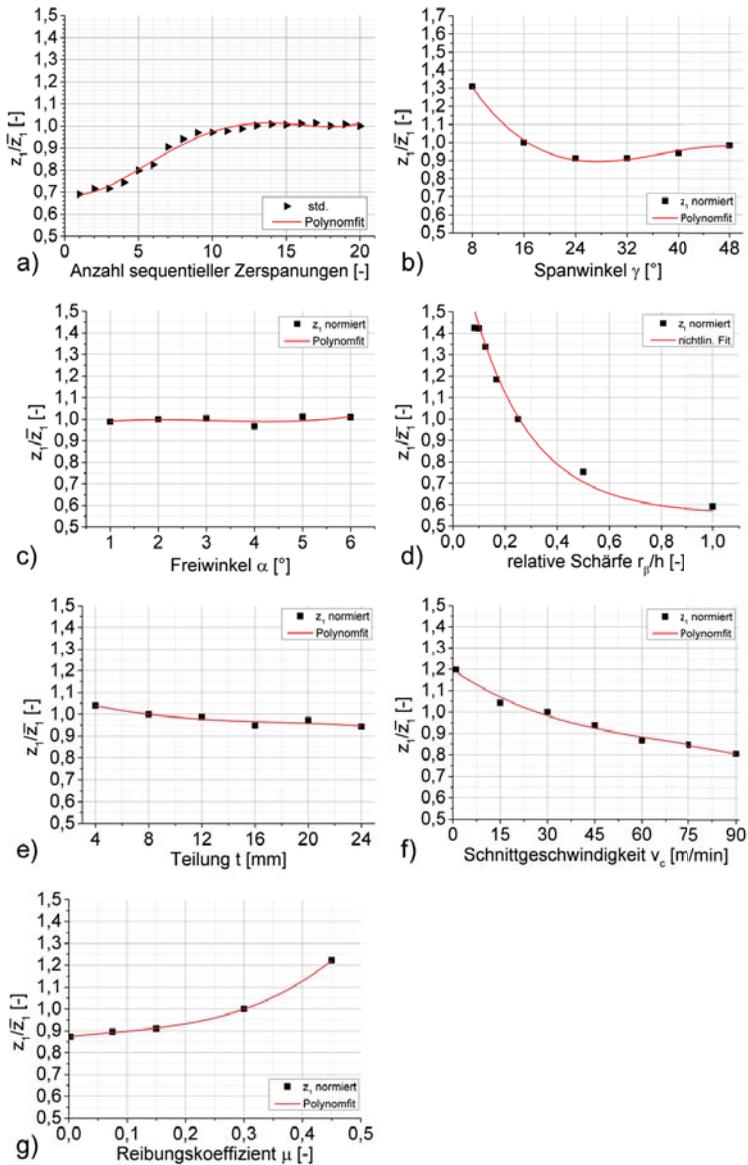


Abbildung A-3: Einflussfunktionen der Regression über die Tiefe der maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht: a) Anzahl sequentieller Zerspanungen, b) Spanwinkel, c) Freiwinkel, d) relative Schärfe, e) Teilung, f) Schnittgeschwindigkeit, g) Reibungskoeffizient

Tabelle A-3: Koeffizienten der Einflussfunktionen des Produktansatzes zur Beschreibung der Tiefe der maximalen Druckeigenstressungen in der Randschicht z_1

	C_{z_i}	A_{z_i1}	A_{z_i2}	A_{z_i3}	A_{z_i4}	A_{z_i5}	$R_{z_i}^2$
$f_{z_1}(n)$	6,88E-01	-1,01E-02	1,03E-02	-8,34E-04	1,93E-05	-	9,85E-01
$f_{z_1}(\gamma)$	1,85E+00	-8,62E-02	2,48E-03	-2,21E-05	-	-	9,95E-01
$f_{z_1}(\alpha)$	9,61E-01	4,23E-02	-1,53E-02	1,62E-03	-	-	3,05E-01
$f_{z_1}(r_\beta/h)$	5,56E-01	6,87E-01	2,25E-01	6,87E-01	2,25E-01	-	9,84E-01
$f_{z_1}(t)$	1,11E+00	-2,01E-02	1,01E-03	-1,87E-05	-	-	8,97E-01
$f_{z_1}(v_c)$	1,20E+00	-1,01E-02	1,16E-04	-5,76E-07	-	-	9,85E-01
$f_{z_1}(\mu)$	8,73E-01	3,08E-01	-9,45E-01	4,41E+00	-	-	1,00E+00

Maximale Tiefe der Eigenstressungen in der Randschicht

Die Einflussfunktionen $f_{z_{\max 1}}$ bis $f_{z_{\max 7}}$ bilden die Abhängigkeit des untersuchten charakteristischen Merkmals z_{\max} von der Anzahl der sequenziellen Zerspannungen und des jeweiligen Prozessparameters ab:

$$\frac{z_{\max}}{\bar{z}_{\max}} = f_{z_{\max 1}}(n) \cdot f_{z_{\max 2}}(\gamma) \cdot f_{z_{\max 3}}(\alpha) \cdot f_{z_{\max 4}}(r_\beta/h) \cdot f_{z_{\max 5}}(t) \cdot f_{z_{\max 6}}(v_c) \cdot f_{z_{\max 7}}(\mu)$$

Die einzelnen Einflussfunktionen sind:

$$f_{z_{\max 1}}(n) = C_{z_{\max 1}} + A_{z_{\max 11}}n + A_{z_{\max 12}}n^2 + A_{z_{\max 13}}n^3 + A_{z_{\max 14}}n^4 + A_{z_{\max 15}}n^5$$

$$f_{z_{\max 2}}(\gamma) = C_{z_{\max 2}} + A_{z_{\max 21}}\gamma + A_{z_{\max 22}}\gamma^2 + A_{z_{\max 23}}\gamma^3$$

$$f_{z_{\max 3}}(\alpha) = C_{z_{\max 3}} + A_{z_{\max 31}}\alpha + A_{z_{\max 32}}\alpha^2 + A_{z_{\max 33}}\alpha^3$$

$$f_{z_{\max 4}}(r_\beta/h) = C_{z_{\max 4}} + A_{z_{\max 41}} \exp(-(r_\beta/h)/A_{z_{\max 42}}) + A_{z_{\max 43}} \exp(-(r_\beta/h)/A_{z_{\max 44}})$$

$$f_{z_{\max 5}}(t) = C_{z_{\max 5}} + A_{z_{\max 51}}t + A_{z_{\max 52}}t^2 + A_{z_{\max 53}}t^3$$

$$f_{z_{\max 6}}(v_c) = C_{z_{\max 6}} + A_{z_{\max 61}}v_c + A_{z_{\max 62}}v_c^2 + A_{z_{\max 63}}v_c^3$$

$$f_{z_{\max 7}}(\mu) = C_{z_{\max 7}} + A_{z_{\max 71}}\mu + A_{z_{\max 72}}\mu^2 + A_{z_{\max 73}}\mu^3$$

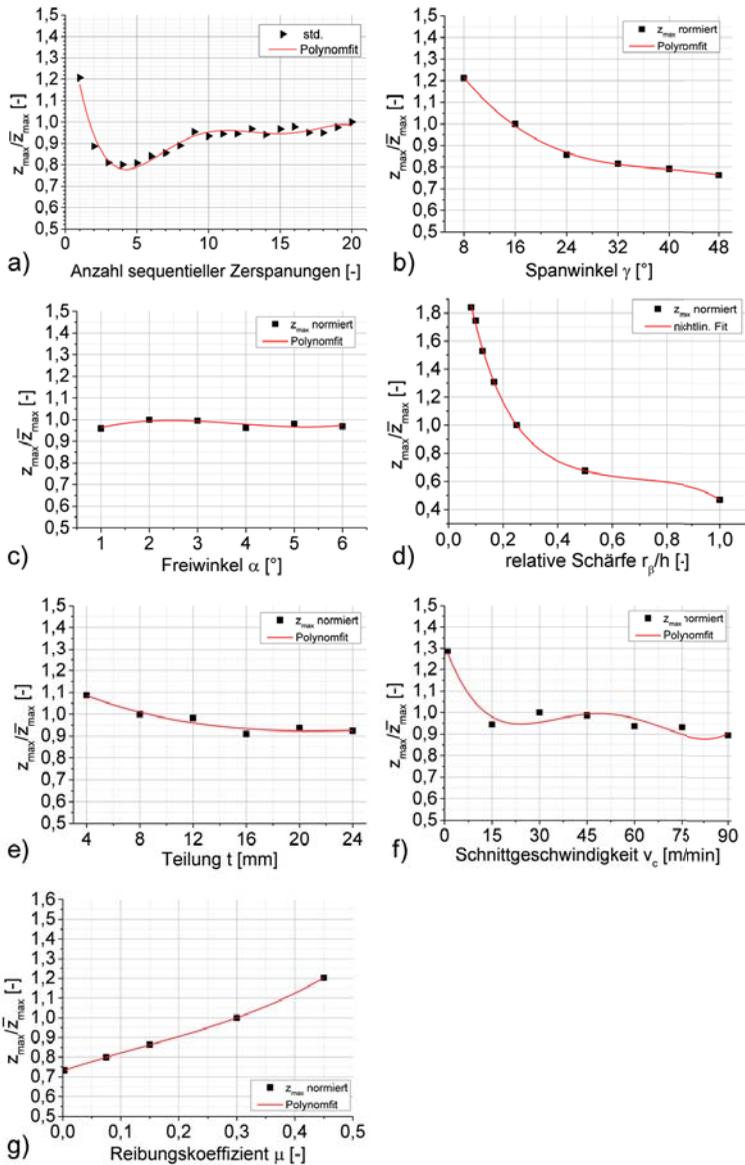


Abbildung A-4: Einflussfunktionen der Regression über die maximale Tiefe der Eigenstressungen in der Randschicht: a) Anzahl sequentieller Zerspanungen, b) Spanwinkel, c) Freiwinkel, d) relative Schärfe, e) Teilung, f) Schnittgeschwindigkeit, g) Reibungskoeffizient

Tabelle A-4: Koeffizienten der Einflussfunktionen des Produktansatzes zur Beschreibung der maximalen Tiefe der Eigenspannungen in der Randschicht z_{\max}

	$C_{z_{\max}^i}$	$A_{z_{\max}^i1}$	$A_{z_{\max}^i2}$	$A_{z_{\max}^i3}$	$A_{z_{\max}^i4}$	$A_{z_{\max}^i5}$	$R_{z_{\max}^i}^2$
$f_{z_{\max}^i1}(n)$	1,58E+00	-5,06E-01	1,12E-01	-1,06E-02	4,53E-04	-7,27E-06	9,41E-01
$f_{z_{\max}^i2}(\gamma)$	1,58E+00	-5,51E-02	1,34E-03	-1,13E-05	-	-	9,98E-01
$f_{z_{\max}^i3}(\alpha)$	8,80E-01	1,13E-01	-3,38E-02	2,93E-03	-	-	6,38E-01
$f_{z_{\max}^i4}(r_\beta/h)$	6,06E-01	-8,32E-06	-1,03E-01	2,21E+00	1,45E-01	-	9,99E-01
$f_{z_{\max}^i5}(t)$	1,19E+00	-3,12E-02	1,14E-03	-1,24E-05	-	-	9,38E-01
$f_{z_{\max}^i6}(v_c)$	1,31E+00	-4,02E-02	1,49E-03	-2,14E-05	1,03E-07	-	9,45E-01
$f_{z_{\max}^i7}(\mu)$	7,30E-01	9,98E-01	-1,22E+00	2,98E+00	-	-	1,00E+00

Lebenslauf

Persönliches

Name: Julius Ficht, geb. Osterried
Geburtsdatum: 17.12.1980
Geburtsort: Roth
Familienstand: verheiratet
Staatsangehörigkeit: deutsch

Ausbildung

1987 – 1991 Grundschole Weißenburg
1991 – 2000 Gymnasium des Bildungszentrum Markdorf
2001 – 2009 Studium des Maschinenbaus an der Universität
Karlsruhe (TH)

Zivildienst

2000 – 2001 Städtisches Krankenhaus Friedrichshafen

Berufstätigkeit

2009 – 2013 Akademischer Mitarbeiter am wbk Institut für Produktions-
technik, KIT – Karlsruher Institut für Technologie
Seit 2014 Entwicklungsingenieur, Komet Group GmbH, Besigheim

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 Linnenbuenger

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

Entwicklungsintegrierte 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 Gönzheimer

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 Mikrobauteile

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 Wälzschäl

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

Band 170

Dr.-Ing. Benjamin Behmann

Servicefähigkeit

Band 171

Dr.-Ing. Annabel Gabriele Jondral

Simulationsgestützte Optimierung und Wirtschaftlichkeitsbewertung des Lean-Methodeneinsatzes

Band 172

Dr.-Ing. Christoph Ruhs

Automatisierte Prozessabfolge zur qualitätssicheren Herstellung von Kavitäten mittels Mikrobahnerosion

Band 173

Dr.-Ing. Steven Peters

Markoffsche Entscheidungsprozesse zur Kapazitäts- und Investitionsplanung von Produktionssystemen

Band 174

Dr.-Ing. Christoph Kühlewein

Untersuchung und Optimierung des Wälzschälverfahrens mit Hilfe von 3D-FEM-Simulation – 3D-FEM Kinematik- und Spanbildungssimulation

Band 175

Dr.-Ing. Adam-Mwanga Dieckmann

Auslegung und Fertigungsprozessgestaltung sintergefügter Verbindungen für μ MIM-Bauteile

Band 176

Dr.-Ing. Heiko Hennrich

Aufbau eines kombinierten belastungs- und zustandsorientierten Diagnose- und Prognosesystems für Kugelgewindetriebe

Band 177

Dr.-Ing. Stefan Herder

Piezoelektrischer Self-Sensing-Aktor zur Vorspannungsregelung in adaptiven Kugelgewindetrieben

Band 178

Dr.-Ing. Alexander Ochs

Ultraschall-Strömungsgreifer für die Handhabung textiler Halbzeuge bei der automatisierten Fertigung von RTM-Bauteilen

Band 179

Dr.-Ing. Jürgen Michna

Numerische und experimentelle Untersuchung zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen und Modellierung des thermo-mechanischen Lastkollektivs beim Bohren von 42CrMo4

Band 180

Dr.-Ing. Jörg Elser

Vorrichtungsfreie räumliche Anordnung von Fügepartnern auf Basis von Bauteilmarkierungen

Band 181

Dr.-Ing. Katharina Klimscha

Einfluss des Fügspalts auf die erreichbare Verbindungsqualität beim Sinterfügen

Band 182

Dr.-Ing. Patricia Weber

Steigerung der Prozesswiederholbarkeit mittels Analyse akustischer Emissionen bei der Mikrolaserablation mit UV-Pikosekundenlasern

Band 183

Dr.-Ing. Jochen Schädel

Automatisiertes Fügen von Tragprofilen mittels Faserwickeln

Band 184

Dr.-Ing. Martin Krauß

Aufwandsoptimierte Simulation von Produktionsanlagen durch Vergrößerung der Geltungsbereiche von Teilmodellen

Band 185

Dr.-Ing. Raphael Moser

Strategische Planung globaler Produktionsnetzwerke

Bestimmung von Wandlungsbedarf und Wandlungszeitpunkt mittels multikriterieller Optimierung

Band 186

Dr.-Ing. Martin Otter

Methode zur Kompensation fertigungsbedingter Gestaltabweichungen für die Montage von Aluminium Space-Frame-Strukturen

Band 187

Dr.-Ing. Urs Leberle

Produktive und flexible Gleitförderung kleiner Bauteile auf phasenflexiblen Schwingförderern mit piezoelektrischen 2D-Antriebselementen

Band 188

Dr.-Ing. Johannes Book

Modellierung und Bewertung von Qualitätsmanagementstrategien in globalen Wertschöpfungsnetzwerken

Band 189

Dr.-Ing. Florian Ambrosy

Optimierung von Zerspanungsprozessen zur prozesssicheren Fertigung nanokristalliner Randschichten am Beispiel von 42CrMo4

Band 190

Dr.-Ing. Adrian Kölmel

Integrierte Messtechnik für Prozessketten unreifer Technologien am Beispiel der Batterieproduktion für Elektrofahrzeuge

Band 191

Dr.-Ing. Henning Wagner

Featurebasierte Technologieplanung zum Preforming von textilen Halbzeugen

Band 192

Dr.-Ing. Johannes Gebhardt

**Strukturoptimierung von in FVK eingebetteten metallischen
Lasteinleitungselementen**

Band 193

Dr.-Ing. Jörg Bauer

**Hochintegriertes hydraulisches Vorschubsystem für die Bearbeitung kleiner
Werkstücke mit hohen Fertigungsanforderungen**

Band 194

Dr.-Ing. Nicole Stricker

Robustheit verketteter Produktionssysteme

Robustheitsevaluation und Selektion des Kennzahlensystems der Robustheit

Band 195

Dr.-Ing. Anna Sauer

**Konfiguration von Montagelinien unreifer Produkttechnologien am Beispiel der
Batteriemontage für Elektrofahrzeuge**

Band 196

Dr.-Ing. Florian Sell-Le Blanc

Prozessmodell für das Linearwickeln unrunder Zahnspulen

Ein Beitrag zur orthozyklischen Spulenwickeltechnik

Band 197

Dr.-Ing. Frederic Förster

**Geregeltes Handhabungssystem zum zuverlässigen und energieeffizienten
Handling textiler Kohlenstofffaserzuschnitte**

Band 198

Dr.-Ing. Nikolay Boev

**Numerische Beschreibung von Wechselwirkungen zwischen Zerspanprozess und
Maschine am Beispiel Räumen**

Band 199

Dr.-Ing. Sebastian Greinacher

**Simulationsgestützte Mehrzieloptimierung schlanker und ressourceneffizienter
Produktionssysteme**

Band 200

Dr.-Ing. Benjamin Häfner

Lebensdauerprognose in Abhängigkeit der Fertigungsabweichungen bei Mikroverzahnungen

Band 201

Dr.-Ing. Stefan Klotz

Dynamische Parameteranpassung bei der Bohrungsherstellung in faserverstärkten Kunststoffen unter zusätzlicher Berücksichtigung der Einspannsituation

Band 202

Dr.-Ing. Johannes Stoll

Bewertung konkurrierender Fertigungsfolgen mittels Kostensimulation und stochastischer Mehrzieloptimierung

Anwendung am Beispiel der Blechpaketfertigung für automobiler Elektromotoren

Band 203

Dr.-Ing. Simon-Frederik Koch

Fügen von Metall-Faserverbund-Hybridwellen im Schleuderverfahren ein Beitrag zur fertigungsgerechten intrinsischen Hybridisierung

Band 204

Dr.-Ing. Julius Ficht

Numerische Untersuchung der Eigenspannungsentwicklung für sequenzielle Zerspanungsprozesse