

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

Jürgen Michna

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

Band 179

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

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

genehmigte
Dissertation
von

Jürgen Michna
aus Waldkirch

Tag der mündlichen Prüfung: 29.01.2014
Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze
Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Dirk Biermann

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, in dem sie wissenschaftliche Grundlagen sowie neue Methoden und Technologien erarbeiten und aktiv den Umsetzungsprozess in die praktische Anwendung unterstützen.

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

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

Vorwort des Verfassers

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als akademischer Mitarbeiter am wbk Institut für Produktionstechnik am Karlsruher Institut für Technologie (KIT).

An erster Stelle gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze für die ausgezeichnete wissenschaftliche Betreuung der Arbeit und das mir entgegengebrachte Vertrauen. Die gemeinsame Arbeit im SPP 1480 und die Vielzahl an konstruktiven Diskussionen haben mich in meiner wissenschaftlichen Arbeitsweise maßgeblich beeinflusst und zum Gelingen meiner Untersuchungen beigetragen. Herrn Prof. Dr.-Ing. Dirk Biermann danke ich für das Interesse an meiner Arbeit, die Übernahme des Korreferats und die wertvollen Anregungen.

Großer Dank geht an die gesamte Werkstatt- und Technikermanschaft, insbesondere an die Herren Ralf Dorsner, Klaus Simon und Thomas Hildenbrand für die stets schnelle, unkomplizierte und zuverlässige Unterstützung an den Maschinen und der Messtechnik des Instituts. Margit Scheidt danke ich für ihren enormen Einsatz rund um die IT des wbk und vor allem für die Rettung meiner Simulationsdaten von einem abgerauchten Datensicherungssystem. Dank geht auch an Herrn Dr.-Ing. Johannes Schneider für die Durchführung der Reibexperimente und die sehr gute Zusammenarbeit im SPP1480.

Meinen studentischen Hilfskräften, Studien- und Diplomarbeitern Thomas Schnurr, Fabian Lang, Christopher Bachmeier und Marius Dackweiler danke ich für ihren außerordentlichen Einsatz und die sehr guten Arbeiten. Ohne euch wäre diese Arbeit so nicht möglich gewesen.

Der gesamten Belegschaft des wbk gilt mein Dank für die kollegiale Zusammenarbeit und das gute Arbeitsklima. Vor allem die Gruppe der F(W)T hat den Arbeitsalltag durch unzählige „freiwillig“ selbstgebackene Kuchen und die gute Stimmung zu etwas besonderem gemacht.

Den Herren Harald Meier und Dr.-Ing. Frederik Zanger bin ich für das Korrekturlesen meiner Erstfassung zu großem Dank verpflichtet. Ihr konntet mir durch eure gründliche Durchsicht viele wertvolle Hinweise und Anregungen geben.

Meinen Eltern danke ich dafür, dass sie alle meine Entscheidungen mitgetragen und mich zu jeder Zeit unterstützt haben. Danke, dass ihr mir das alles ermöglicht habt.

Zu guter Letzt geht mein größter Dank an meine Frau Jasmin sowie unsere Kinder Erik und Ida. Ihr seid mein größtes Glück!

Karlsruhe, Januar 2014

Jürgen Michna

Abstract

The thermal and mechanical load collective of cutting processes directly influences surfaces and sub-surfaces of machined workpieces. As an example residual stresses and phase changes of the microstructure can occur. Thus the investigation of the surface integrity has gained increasing interest in materials and production science all over the world. One main phenomenon of this kind are machining induced phase transformations as for example the occurrence of white and dark layers in machined surface layers.

As the dominant factors and correlations of parameters forcing such modifications of the workpiece microstructure are not fully understood yet, this thesis has the aim of modelling cutting induced phase transformations at turning and drilling the tempered steel AISI 4140 (42CrMo4).

A 2D-FE-cutting model has been developed regarding the kinetics of phase transformations and detailed modeling of the frictional and thermal boundary conditions. The kinetics are modeled with respect to processes of short-time-austenization which is very important since the heating and cooling rates during cutting processes are very high and are influencing the transformation temperatures of the machined workpiece material. The model has been validated by orthogonal turning experiments metallographic investigations and shows a very good agreement concerning predicted temperatures, forces and phase transformations.

Based on the 2D-FE results and drilling experiments a 3D-FE-model of the drilling process has been set-up. This model represents the kinetics of the drilling process and the resulting thermal and mechanical loadings onto the machined workpiece leading to microstructural changes in the surface layer of the drilling hole. With the help of thermal imaging and metallographic analyses the 3D-FE-model could be validated and showed good agreement with the experimental results.

The developed models provide the possibility to predict the formation of cutting induced phase transformations as for example white layers in relation to the machining processes turning and drilling and the respective cutting parameters.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abkürzungen	IV
Formelzeichen	V
1 Einleitung	1
2 Grundlagen und Kenntnisstand	3
2.1 Der Zerspanungsprozess	3
2.2 Zerspanungssimulation mit der Methode der Finiten Elemente (FEM)	5
2.3 Gefügeumwandlungen	6
2.4 Prozessbedingte Bauteilrandschichten nach Zerspanprozessen	8
2.4.1 Chemischer Einfluss	11
2.4.2 Mechanischer Einfluss	12
2.4.3 Thermischer Einfluss	12
2.5 Untersuchung zerspanungsbedingter Randschichtbeeinflussungen durch experimentelle Ansätze	13
2.5.1 Zerspanversuche mit anschließender Randschichtcharakterisierung	14
2.5.2 Temperaturerfassung in der Zerspanung insbesondere beim Bohren	19
2.6 Untersuchung zerspanungsbedingter Randschichtbeeinflussungen durch numerische Ansätze	22
2.6.1 Simulation von Phasenumwandlungen	22
2.6.2 Simulation von zerspanungsbedingten Randschichtbeeinflussungen und Phasenumwandlungen	25
2.6.3 Reibungsmodellierung	29
2.6.4 Wärmeübergangsmodellierung	31
2.7 Modellierung von thermo-mechanischen Lastkollektiven beim Bohren	31
3 Zielsetzung der Arbeit und Vorgehensweise	36
4 Versuchswerkstoff und Versuchsaufbauten	38
4.1 Versuchswerkstoff	38
4.2 Versuchsaufbau Drehversuche	38
4.3 Versuchsaufbauten Bohrversuche	43
4.3.1 Bohrwerkzeuge	43
4.3.2 Ringspanversuche	44
4.3.3 Bohren ins Volle	49

5	Untersuchungen am Analogieprozess Drehen	53
5.1	Parametervariationen (v_c , f , γ)	53
5.1.1	Messung der Prozesskräfte	54
5.1.2	Messung der Zerspanungstemperaturen	57
5.1.3	Metallographische Analyse der resultierenden Bauteilrandschicht	59
5.2	Diskussion und Zusammenfassung	68
6	Ansatz Spanbildungs-Simulation mit Gefügeumwandlungen	69
6.1	2D-Spanbildungssimulation	69
6.1.1	Materialmodell	69
6.1.2	Neuvernetzung und Netzverfeinerung	72
6.1.3	Geometrischer Aufbau	74
6.1.4	Reibungsmodellierung	75
6.1.5	Wärmeübergang und Wärmemodell	78
6.2	Gefügeumwandlungssimulation	82
6.3	Kombination von Spanbildungs- und Gefügeumwandlungssimulation	85
6.4	Validierung der 2D-Simulationsergebnisse	87
6.5	Diskussion und Zusammenfassung	90
7	Ergebnisse der 2D-Spanbildungssimulationen	91
7.1	Parametervariationen (v_c , f , γ)	91
7.1.1	Berechnete Zerspanungskräfte	92
7.1.2	Berechnete Zerspantemperaturen	95
7.1.3	Berechnete Gefügeumwandlungen in der Bauteilrandschicht	98
7.2	Diskussion und Zusammenfassung	104
8	Bohrversuche	106
8.1	Ringspanversuche	106
8.1.1	Untersuchtes Parameterfeld	106
8.1.2	Messung der Prozesskräfte	106
8.1.3	Messung der Zerspanungstemperaturen	108
8.1.4	Vergleich der Ergebnisse aus Ringspan- und Drehversuchen	111
8.2	Bohren ins Volle	114
8.2.1	Untersuchtes Parameterfeld	114
8.2.2	Messung der Prozesskräfte	114
8.2.3	Thermografische Analyse des Bohrprozesses	115
8.2.4	Messung der Prozesstemperaturen	122
8.2.5	Metallographische Analyse der resultierenden Bauteilrandschicht	124

8.3	Diskussion und Zusammenfassung	132
9	Modellierung des Bohrprozesses	135
9.1	Modellierung der thermischen Werkstückbelastung beim Bohren als Quellterm aus FE-Simulationen und experimentellen Ergebnissen	136
9.2	Modellierung des mechanischen Lastkollektivs	139
9.3	Simulation dreidimensionaler Bauteilmerkmale	140
9.3.1	FE-Modell des Versuchskörpers	140
9.3.2	Implementierung der Gefügesimulation	142
9.3.3	Aufprägen des Lastkollektivs	142
9.3.4	Simulationsergebnisse	144
9.4	Diskussion und Zusammenfassung	148
10	Zusammenfassung und Ausblick	151
10.1	Zusammenfassung	151
10.2	Ausblick	153
	Literaturverzeichnis	I

Abkürzungen

Kurzzeichen	Größe
Al	Aluminium
BSS	Bohrergeometrie „Scharf-Scharf“
C	Kohlenstoff
Ca	Calcium
Co	Kobalt
Cr	Chrom
ED	Einschaltdauer
FE(M)	Finite Elemente (Methode)
FIB	Focus Ion Beam
IR-CCD	Infrared- Charge-coupled Device
Mg	Magnesium
Mo	Molybdän
Ni	Nickel
PKD	Polykristalliner Diamant
REM	Raster Elektronen Mikroskop
TEM	Transmissions Elektronen Mikroskop
Ti	Titan
TiAlN	Titanaluminiumnitrid (Werkzeugbeschichtung)
TiN	Titannitrid (Werkzeugbeschichtung)
V	Vanadium
VR	Bohrergeometrie „Verrundet-Radiusanschliff“
VS	Bohrergeometrie „Verrundet-Scharf“
WC	Wolframcarbide
ZTA	Zeit-Temperatur-Austenitisierung
ZTU	Zeit-Temperatur-Umwandlung

Formelzeichen

Formelzeichen	Größe	Einheit
A	Fläche	[mm ²]
a	Temperaturleitfähigkeit	[cm ² /s]
A_{c1} bzw. T_S	Erster Umwandlungspunkt beim Aufheizen (Beginn der Austenitbildung)	[°C]
A_{c3} bzw. T_f	Ende der Austenitbildung (untereutektoide Stähle)	[°C]
α_p	Ferrit - Phase	[-]
α	Freiwinkel	[°]
$\alpha_{th,i}$	Thermischer Ausdehnungskoeffizient einer spezifischen Phase i	[K ⁻¹]
β	Keilwinkel	[°]
d	Durchmesser	[mm]
ΔG_0	Freie Enthalpie	[J/Mol]
ΔH	Maß der Aktivierungsenthalpie für eine Phasenumwandlung	[J]
ΔM_S	Änderung der Martensitstarttemperatur	[°C]
E	Elastizitätsmodul	[N/mm ²]
E_T	Gesamtstrahlungsleistung	[W/m ²]
ε	Dehnung	[-]
$\bar{\varepsilon}_p$	Akkumulierte plastische Dehnung	[-]
$\dot{\varepsilon}_p$	plastische Dehnrates	[s ⁻¹]
f	Vorschub	[mm]
f_A	Anteil Austenit	[%]
F_c	Schnittkraft	[N]
F_{cx}	Komponente der Schnittkraft in x-Richtung	[N]

Formelzeichen	Größe	Einheit
F_{cy}	Komponente der Schnittkraft in y-Richtung	[N]
F_f	Vorschubkraft	[N]
f_i	Anteil einer Phase i	[%]
f_M	Anteil Martensit	[%]
$f_{i, \max}$	Maximaler Anteil eines Gefügebestandteils i	[%]
F_N	Normalkraft	[N]
F_p	Passivkraft	[N]
f_z	Vorschub pro Zahn	[mm]
F_z	Vorschubkraft in z-Richtung	[N]
G	Schubmodul	[N/mm ²]
γ_P	Austenit - Phase	[-]
γ	Spanwinkel	[°]
H	Abstand	[mm]
h	Spanungsdicke	[mm]
h'	Spandicke	[mm]
HV	Vickershärte	[N/mm ²]
k_B	Boltzmann-Konstante	[J/K]
λ	Wärmeleitfähigkeit	[W/cmK]
M_f	Martensitfinishtemperatur	[°C]
M_γ^s	Flächenspezifische Ausstrahlung	[W/m ² μm]
M_S	Martensitstarttemperatur	[°C]
\overline{M}_s bzw. \overline{M}_f	Durchschnittliche Martensitstart-/finishtemperatur	[°C]
M_z	Drehmoment	[Nm]
μ	Reibungszahl, Reibkoeffizient	[-]
ν	Querkontraktionszahl	[-]

Formelzeichen	Größe	Einheit
q	Wärmedichte	[mJ/mm ²]
\dot{q}	Wärmestrom	[W/cm ² K]
r	Radius	[mm]
R_a	Mittlere Rauheit	[mm]
r_β	Radius der Schneidkantenverrundung	[µm]
R_{Cont}	Kontaktwiderstand	[cm ² K/W]
R_k	Kernrautiefe	[mm]
r_{reib}	Reibradius	[mm]
R_z	Gemittelte Rautiefe	[mm]
ρ	Dichte	[kg/m ³]
σ	Spannung	[N/mm ²]
σ_s	Spitzenwinkel	[°]
σ_I	Eigenspannungen erster Ordnung	[N/mm ²]
σ_{II}	Eigenspannungen zweiter Ordnung	[N/mm ²]
σ^*	Athermischer Anteil der Fließspannung	[N/mm ²]
σ_G	Thermischer Anteil der Fließspannung	[N/mm ²]
σ_{kk}	Mittlere Normalspannung	[N/mm ²]
σ_n	Normalspannung	[N/mm ²]
σ_y	Fließspannung	[N/mm ²]
$\bar{\sigma}$	2. Invariante des Spannungsdeviators	[N/mm ²]
T	Temperatur	[°C]
t	Zeit	[s]
T_0	Dehnratenabhängige Übergangstemperatur	[°C]
t_{Bohr}	Bohrtiefe	[mm]

Formelzeichen	Größe	Einheit
$T_{\text{Führungsfase}}$	Berechnete Temperatur der Bohrerführungsfase	[°C]
$T_{\text{Hauptschneide}}$	Gemessene Temperatur Bohrerhauptschneide	[°C]
T_{Modell}	Berechnete Temperatur Bohrerhauptschneide	[°C]
T_{quell}	Quelltemperatur des Bohrprozesses (Last)	[°C]
τ_f	Tangentialspannung	[N/mm ²]
v_c	Schnittgeschwindigkeit	[m/min]
z	Abstand von der Bauteiloberfläche	[μm]

1 Einleitung

Die Suche nach Wettbewerbsvorteilen sowie ressourcenschonenden und umweltverträglichen Fertigungsprozessen führt zu dem Streben, die Trockenbearbeitung sowie eine Fertigung unter Verwendung der Minimalmengenschmierung für neue Prozesse und Werkstoffe zu qualifizieren [Ulu-11_2, Bie-12, Bie-12_2, Zwi-12]. Derartige Prozessentwicklungen ergeben neue Anforderungen an die spanende Fertigungstechnik hinsichtlich Werkzeuglebensdauer, Prozessstabilität und Bauteilqualität, da sich die thermischen, mechanischen und tribologischen Verhältnisse in Abhängigkeit der Prozessführung verändern. Für die trockene Zerspanung spielen hierbei insbesondere die fehlende Schmierwirkung und reduzierte Wärmeabfuhr eine große Rolle. Ein zusätzlicher Trend besteht in der funktionsorientierten Auslegung und Bewertung von Fertigungsprozessen [Bri-11_2]. Im Umfeld der Zerspanung stehen dabei die bearbeiteten Bauteilrandzonen und -oberflächen besonders im Fokus, da sie einen entscheidenden Einfluss auf die Qualität und Lebensdauer von spanend hergestellten Bauteilen nehmen.

Das thermo-mechanische Lastkollektiv eines spanenden Fertigungsprozesses beeinflusst durch die Interaktion von Werkzeug und Werkstück direkt die entstehenden Bauteiloberflächen. Als Beispiel können hier die Entstehung von Eigenspannungen oder Gefügeumwandlungen oberflächennaher Bauteilbereiche genannt werden. Unter dem Schlagwort „Surface Integrity“ gibt es dabei in jüngster Zeit verstärkte internationale Aktivitäten um die Zusammenhänge zwischen Prozess(-parametern), Bauteilzuständen und -eigenschaften zu untersuchen und quantifizieren [M`S-08, Dav-10, Jaw-11, Bri-11_2]. Hierfür gilt es im Einzelnen, grundlegendes Prozessverständnis zu schaffen und geeignete Ansätze und Modelle abzuleiten, mit deren Hilfe die Prozesse und ihre Auswirkungen auf die Bauteileigenschaften analysiert und beschrieben werden können.

Zu den Ursachen der Entstehung und Ausbildung von Gefügeumwandlungen in der Zerspanung gibt es eine Vielzahl unterschiedlicher, sich auch widersprechender Annahmen und Begründungen. Insbesondere die Fragestellung, ob der Bildung so genannter „white layer“ thermisch oder mechanisch aktivierte Vorgänge zu Grunde liegen, wird bis heute diskutiert. Die existierenden Ansätze sind dabei überwiegend experimenteller Natur, wobei es auch Modellierungsansätze zur Abbildung und Analyse zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen gibt, welche allerdings wichtige Aspekte, wie die bei hohen Aufheizraten auftretende Kurzzeit-Austenitisierung, nicht berücksichtigen.

Zusätzlich unterliegen derartige Modelle oftmals einer Vielzahl von Vereinfachungen. Dieser eingeschränkte Detaillierungsgrad ermöglicht zwar einerseits weniger rechenintensive Modelle, reduziert allerdings deren Aussagekraft und Genauigkeit. Sollen mikrostrukturelle Vorgänge in Prozesssimulationen berücksichtigt werden, müssen die Modellierungsansätze so genau wie möglich sein und neben der genauen Beschreibung des Materialverhaltens auch wichtige Aspekte wie eine realistische Abbildung des Reibverhaltens zwischen Werkzeug und Werkstück, sowie der Wärmeübergänge berücksichtigen. Modelle mit einem solch hohen Detaillierungsgrad sind bisher nicht existent und benötigen außerdem für ihre Entwicklung und Validierung eine solide experimentelle Datengrundlage, welche über geeignete Experimente bereitgestellt werden muss.

Sollen außerdem auch komplexe Fertigungsprozesse wie das Bohren und dessen Auswirkungen auf die bearbeiteten Bauteilrandzonen modelliert werden, müssen die jeweiligen Prozesse auch dreidimensional abgebildet werden. Gerade aber die Kombination aus detailliertem Modell und Dreidimensionalität stellt eine besondere Herausforderung dar, da die Modellierungs- und Rechenaufwände mit dem Detaillierungsgrad und der Komplexität extrem ansteigen. Gelingt es das thermo-mechanische Lastkollektiv des Bohrprozesses zu beschreiben und in einem Modell zu berücksichtigen, welches in der Lage ist, prozessbedingte Gefügeumwandlungen in der Bauteilrandschicht abzubilden, kann vorhergesagt werden, wie sich die Randzonen von Bohrungswänden in Abhängigkeit der Prozess- und Werkzeugparameter beeinflussen lassen.

2 Grundlagen und Kenntnisstand

Während ihres Produktlebenszyklus unterliegen Produkte aller Art einer Vielzahl von Belastungen. Diese können sowohl mechanischer, thermischer aber auch chemischer Natur sein. Den Randzonen von Bauteilen kommt dabei eine besondere Bedeutung zu, da sie meist die am höchsten belasteten Bereiche von Produkten und ihren Komponenten darstellen [Mat-90, Mac-92]. Damit beeinflussen Bauteilrandzonen mit ihrer Charakteristik unmittelbar das Einsatzverhalten und die Lebensdauer von Bauteilen und daraus hergestellten Produkten [Bri-82].

Die Zustände von Bauteilrandzonen stehen wiederum direkt im Zusammenhang mit den jeweils angewandten Fertigungsverfahren, da es durch den Bearbeitungsprozess zu Wechselwirkungen zwischen Werkzeug und Werkstück und entsprechenden Belastungen der Bauteiloberfläche kommt [Bri-04, Pet-07, Dav-10, Bri-11].

2.1 Der Zerspanungsprozess

Durch das Eindringen einer keilförmigen Werkzeugschneide in eine Werkstückoberfläche kommt es nach DIN 6580 zum Aufheben des Werkstoffverbundes im Werkstück [DIN 6580]. Die hierfür aufgebrauchte Energie und die Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück verformt den Werkstückwerkstoff zunächst elastisch, anschließend plastisch und verursacht Scherspannungen im Bauteil, welche bei Überschreiten der Fließspannung zur Ausbildung eines Spanes führen. Der gebildete Span läuft in der Folge über die Spanfläche des Schneidkeils ab, an der Freifläche des Werkzeugs entsteht die neue Oberfläche des Bauteils [Pau-08].

Zerspankraft und Schnittmoment

Die Interaktion von Werkzeugschneide und Werkstück bei der spanenden Bearbeitung verursacht resultierende Kräfte am Schneidteil. Dabei lässt sich die Schnittkraft F in drei Komponenten zerlegen [DIN 6584]:

$$F = F_c + F_f + F_p \quad \text{Formel 2-1}$$

Dabei ist F_p die Passivkraft und aus der Schnittkraft F_c und der Vorschubkraft F_f ergibt sich wiederum die Aktivkraft F_a :

$$F_a = F_c + F_f \quad \text{Formel 2-2}$$

Die Beträge und Entwicklungen dieser Kräfte während des Zerspanprozesses können messtechnisch erfasst werden, wodurch Zusammenhänge zwischen Prozess-, Werkstoff- und Werkzeuggeometrieparametern und den resultierenden Kräften ermittelt werden können.

Die Charakteristik des Bohrprozesses bedingt, dass die Zerspankraft über dem Bohrerradius variabel ist und nicht direkt gemessen werden kann [Spu-60]. Abbildung 2-1 zeigt die angreifenden Kräfte und den für das resultierende Moment verantwortlichen Hebelarm H beim Bohren [Spu-60, Pau-08].

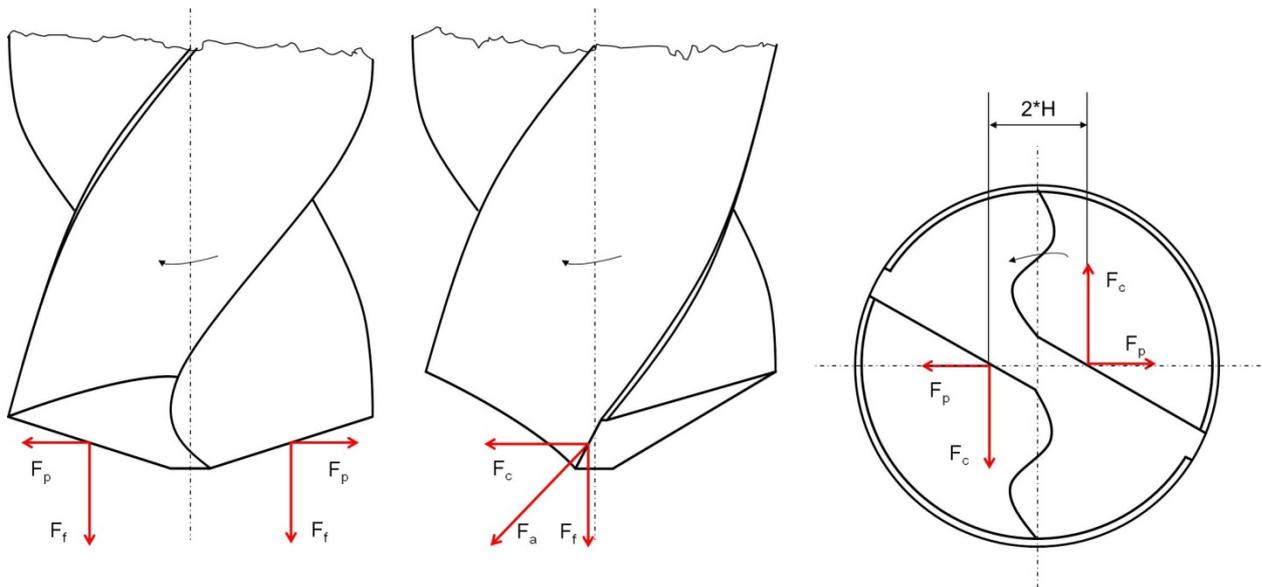


Abbildung 2-1 Zerspankraftkomponenten eines Wendelbohrers und Hebelarm H [Spu-60, Pau-08]

Beim Bohren sind die Vorschubkraft F_f sowie das Drehmoment M_z direkt messbar. Aus diesem Grund wird die Zerspankraft beim Bohren mit Hilfe des Drehmomentes M_z berechnet, welches sich durch den Hebelarm mit Abstand H von der Bohrerachse ergibt. Für erste Abschätzungen kann für H ein Wert von $0.5 \cdot d/2$ herangezogen werden, Spu und Pauksch ermittelten Werte zwischen $0.3 \cdot d/2$ und $0.64 \cdot d/2$ [Spu-60, Pau-08].

Gemessene Kräfte, sowie deren Abhängigkeiten können bei der Validierung von Simulationsrechnungen herangezogen werden.

2.2 Zerspanungssimulation mit der Methode der Finiten Elemente (FEM)

Physikalische oder technische Probleme können häufig mit Lösungsfunktionen beschrieben werden, welche aus Differentialgleichungen und zugehörigen Rand- und Anfangsbedingungen gebildet werden. Für die Berechnung komplexer Probleme bietet sich hierfür die Methode der Finiten Elemente an. Dabei wird ein Modellkörper in eine große Anzahl kleiner, einfacher, diskreter Einheiten zerlegt, es wird diskretisiert. Durch Lösung der partiellen Differentialgleichungen für jedes einzelne der gekoppelten finiten Elemente wird eine Lösung für das Gesamtproblem angenähert [Sch-80].

Ein besonderes Einsatzgebiet der Finite-Elemente-Methode stellt die Simulation von Zerspanungsprozessen dar. Während sich die Zerspanungssimulation im Umfeld der Forschung zum etablierten Werkzeug zur Untersuchung der physikalischen Vorgänge der Spanbildung entwickelt hat, findet sie auch breiten Einsatz bei der Prozessoptimierung. Grund hierfür sind die vielfältigen Möglichkeiten zur Bestimmung von Schnittkräften und Prozesstemperaturen aber auch zur Untersuchung des Werkzeugverschleißes und der resultierenden Werkstückcharakteristika [Tön-99, Söh-03, Tön-05, Jaw-11]. Einen allgemeinen Überblick hierzu geben [Lut-98, Ng-02, Bäk-04, Zab-10]. Zudem werden ständig neue Erkenntnisse erzielt und neue Felder erschlossen, beispielsweise die Simulation der Zerspanung von Verbundwerkstoffen [Sch-11_4, Dan-12].

Mit Hilfe kommerzieller FE-Programme ist es heutzutage möglich, die extrem hohen Verformungen, Aufheiz- und Abkühlraten sowie die komplexen Randbedingungen, wie Wärmeübergänge, Kontakt und Reibung, in Zerspanungssimulationen abzubilden. Tiefgreifende Unterschiede zwischen Simulationen sind in der Verwendung verschiedener Materialmodelle und der Realisierung der Spanbildung festzustellen. Die Charakteristik des Spanbildungsprozesses bedingt die Notwendigkeit, das Materialverhalten des Werkstückmaterials bei hohen Temperaturen in Verbindung mit extremen Dehnraten und Dehnungen zu beschreiben und entsprechend in der FE-Simulation zu berücksichtigen. Die Materialmodellierung stellt daher bei der Zerspanungssimulation eine zentrale Herausforderung dar. So wirken sich unterschiedliche Herangehensweisen zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens direkt auf die Ergebnisse von Simulationen aus [Shi-04, Den-05, Hal-05, Sch-11_5]. Nur mit einer möglichst exakten Abbildung des tatsächlichen elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens unter Berücksichtigung der lokal auftretenden hohen Dehnungen, Dehnraten und Temperaturen sowie der

prozessbegleitenden Reibvorgänge können mit Hilfe der FEM aussagekräftige Ergebnisse erzielt werden [Aut-10, Chi-09].

2.3 Gefügeumwandlungen

Der Aufbau von Eisen-Basis-Werkstoffen und ihre Besonderheit, zwei unterschiedliche Gleichgewichtsphasen im festen Zustand ausbilden zu können, führen dazu, dass sich ihr Gefüge in Abhängigkeit von Druck, Temperatur und Konzentration ändern kann. Die stabile kristalline kubisch-raumzentrierte Form bei tiefen Temperaturen wird als Ferrit (α_P) bezeichnet, der bei hohen Temperaturen stabile kubisch-flächenzentrierte Kristall als Austenit (γ_P). Abbildung 2-2 zeigt das metastabile System Fe-Fe₃C und die bei verschiedenen Temperaturen und Konzentrationen vorliegenden Phasenanteile.

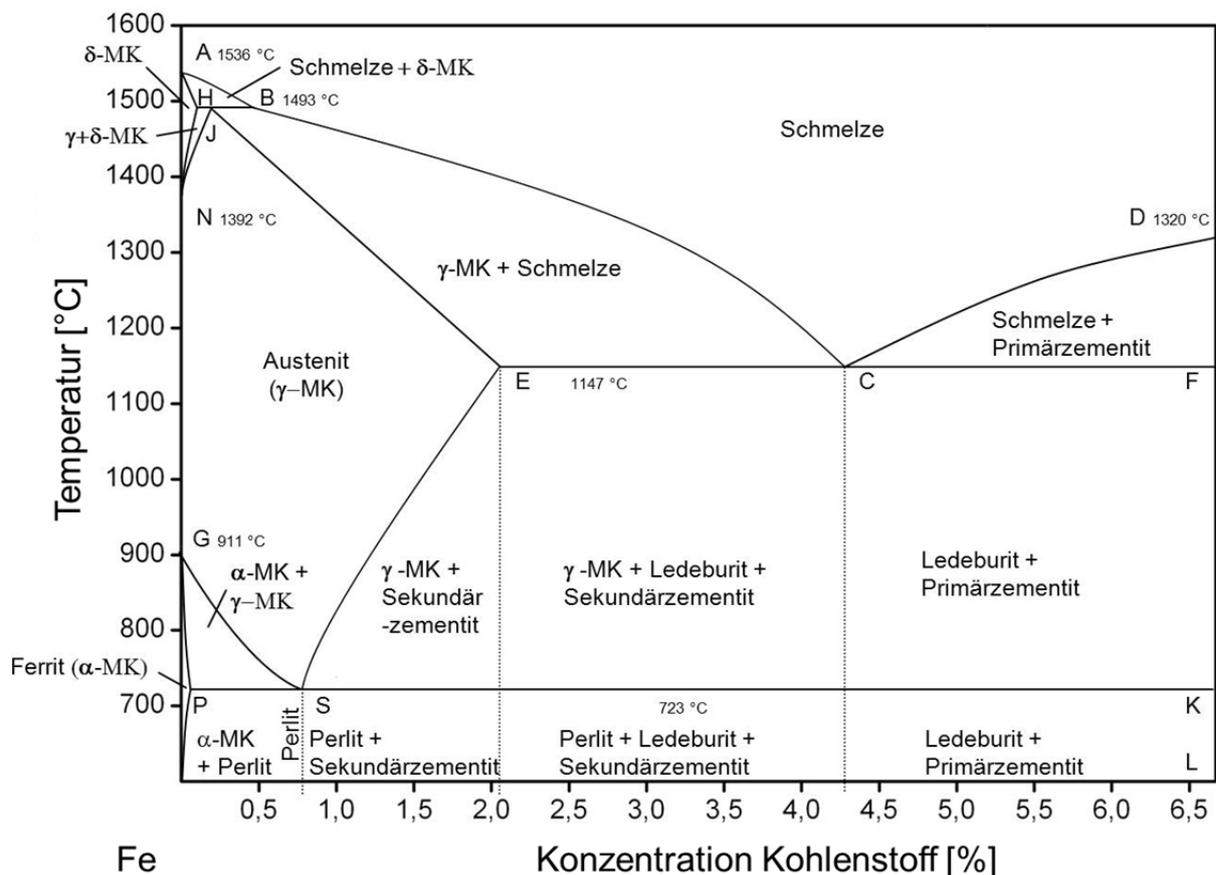


Abbildung 2-2 Eisen-Kohlenstoffdiagramm für die metastabile (Fe-Fe₃C) Ausbildung des Kohlenstoffs nach [Bar-05]

Ursache für die Gefügeumwandlungen sind entweder thermisch aktivierte Platzwechsel der Gitter- bzw. Fremdatome oder durch Scherung verursachte Gefügeänderungen mit oder ohne Konzentrationsänderung. Thermisch aktivierte Transformationen bei langsamen Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten, wie die Umwandlung von Ferrit zu Austenit und umgekehrt, werden als

diffusionsgesteuert bezeichnet. Bei der Umwandlung von Austenit in Bainit und Martensit kommt es zu Scherungen der Gitterstruktur, wobei bei der Bainitbildung ein Konzentrationsausgleich stattfindet, da diese bei höheren Temperaturen abläuft. Die Martensitbildung ist durch ein schnelles Abkühlen aus dem austenitisierten Bereich gekennzeichnet, wodurch die Änderungen der Gefügestruktur viel schneller ablaufen, als die für einen Konzentrationsausgleich notwendigen Diffusionsvorgänge. Aus diesem Grund kommt es zu einem Umklappen des Austenitkristalls zu einer tetragonal raumzentrierten, verzerrten Gitterstruktur [Bar-05].

Kurzzeitaustenitisierung

Die spanende Bearbeitung ist gekennzeichnet von hohen Temperaturen und Aufheizraten. Dabei folgt die Kinetik der Austenitbildung den gleichen Gesetzen wie bei Prozessen mit langsamen Erwärmungen. Das gilt allerdings nicht für die bei Austenitierungsvorgängen ablaufenden physikalischen Teilprozesse der Kohlenstoffdiffusion, Karbidauflösung, Keimbildung und Kornwachstum. Im Vergleich zu gleichgewichtsnahen Bedingungen bei erhöhten Temperaturen führen die größeren Aufheizraten zu Verschiebungen dieser Vorgänge [Gri-83, Gro-84]. Abbildung 2-3 zeigt das kontinuierliche ZTA-Diagramm für den Vergütungsstahl 42CrMo4. Es enthält die Verläufe der Grenztemperaturen der Austenitbildung für Aufheizgeschwindigkeiten bis 2400 K/s.

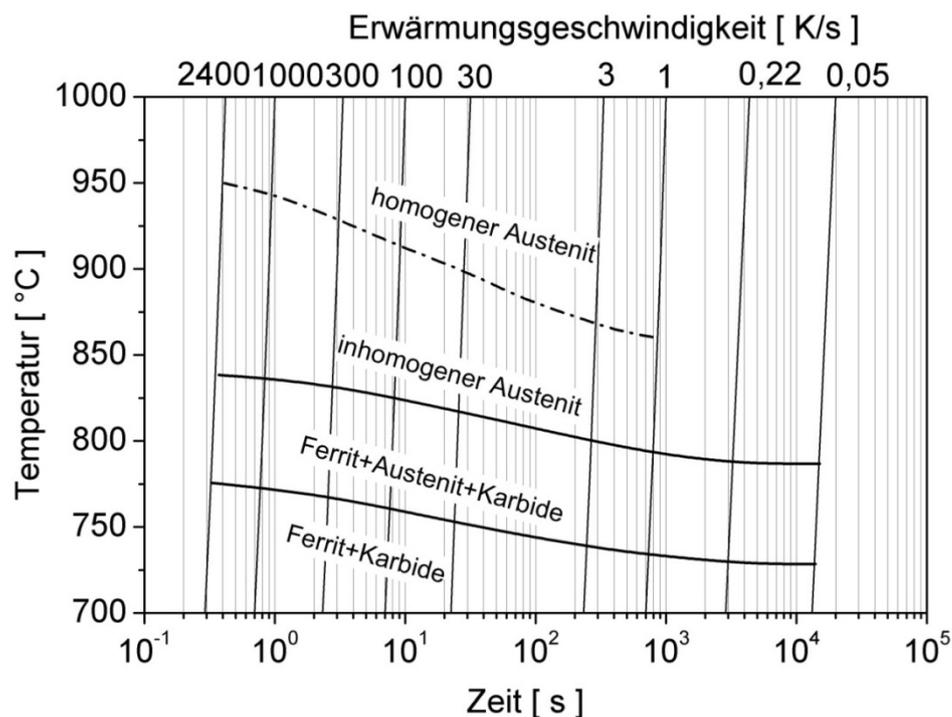


Abbildung 2-3 Kontinuierliches Zeit-Temperatur-Austenitierungsdiagramm für den Vergütungsstahl 42CrMo4 [Orl-76]

Aus Abbildung 2-3 wird ersichtlich, dass sich je nach Austenitisierungsbedingungen am Ende des Aufheizens verschiedene Grade der Austenitisierung einstellen. Diese reichen von Teilaustenitisierungen mit inhomogener Austenitbildung bis zu vollständiger Austenitisierung mit inhomogener oder homogener Austenitbildung.

2.4 Prozessbedingte Bauteilrandschichten nach Zerspanprozessen

Insbesondere bei der spanenden Bearbeitung kommt es zu einer großen Beeinflussung der Bauteilrandschicht durch den Bearbeitungsprozess. Die für die Trennung des Werkstückmaterials notwendige Energie, welche durch die Interaktion von Zerspanungswerkzeug und Werkstück umgesetzt wird [DIN 8580], führt zu großen mechanischen, thermischen aber auch chemischen Belastungen von Werkzeug und Werkstück [Jae-42, Mer-44, Sch-49, Kie-52, Vie-53, Kro-66, Vic-80, Bri-82, Sha-84, Wei-94, Sha-96, Bri-00, Kom-00, Gri-01, Cho-02, Bri-04, Ast-04, Bri-07, Fle-07, Pab-10, Sch-11, Söl-12]. Beeinflussungen der Randzone von spanend bearbeiteten Bauteilen lassen sich anhand der Veränderung des chemischen Zustandes, der Härte, der Textur, der Mikrostruktur sowie der Bildung von Rissen und Eigenspannungszuständen charakterisieren [Bri-04]. Abbildung 2-4 veranschaulicht diesen Zusammenhang.

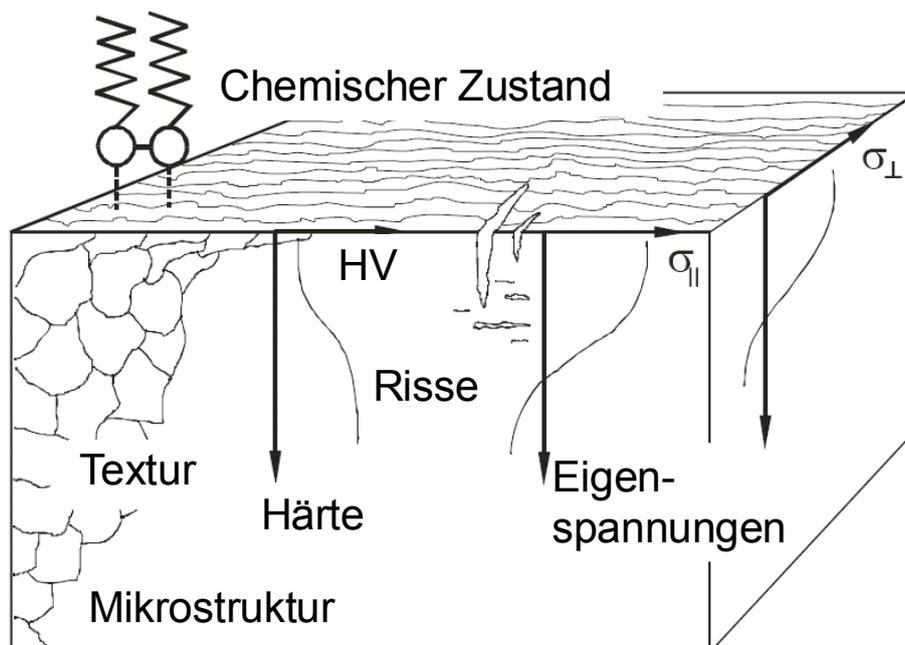


Abbildung 2-4 Zustand von Oberfläche und Randzone nach der spanenden Bearbeitung [Bri-04]

Eine Trennung der mechanischen und thermischen Einflüsse eines Zerspanungsprozesses auf die Ausbildung einer spezifischen

Randschichtcharakteristik im Werkstück ist sehr schwierig. Dies liegt daran, dass sich im realen Prozess immer beide Einflussgrößen zu einem komplexen Lastkollektiv überlagern. Eine spätere Rückführung von erzeugten Randschichtcharakteristika wie Verfestigungen, Spannungszuständen oder Phasenumwandlungen ist deshalb nur über geeignete Analogieversuche, Messmethoden oder Ersatzmodelle möglich [Mac-77, Bri-82, Seg-95, Tön-04]. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden in erster Linie zerspanungsbedingte Gefügeumwandlungen behandelt. Aus diesem Grund wird im Folgenden nur auf die zerspanungsbedingte Entstehung von Eigenspannungen, Bauteilverzug sowie Gefügeumwandlungen eingegangen.

Eigenspannungen

Die Eigenspannungszustände in Bauteilrandzonen resultieren aus der Entstehungshistorie des Werkstückmaterials und dem Bearbeitungsprozess [Bri-82]. Durch den Bearbeitungsprozess kommt es zu einer Überlagerung mechanischer und thermischer Ursachen der Eigenspannungsbildung, was in der folgenden Abbildung 2-5 dargestellt ist.

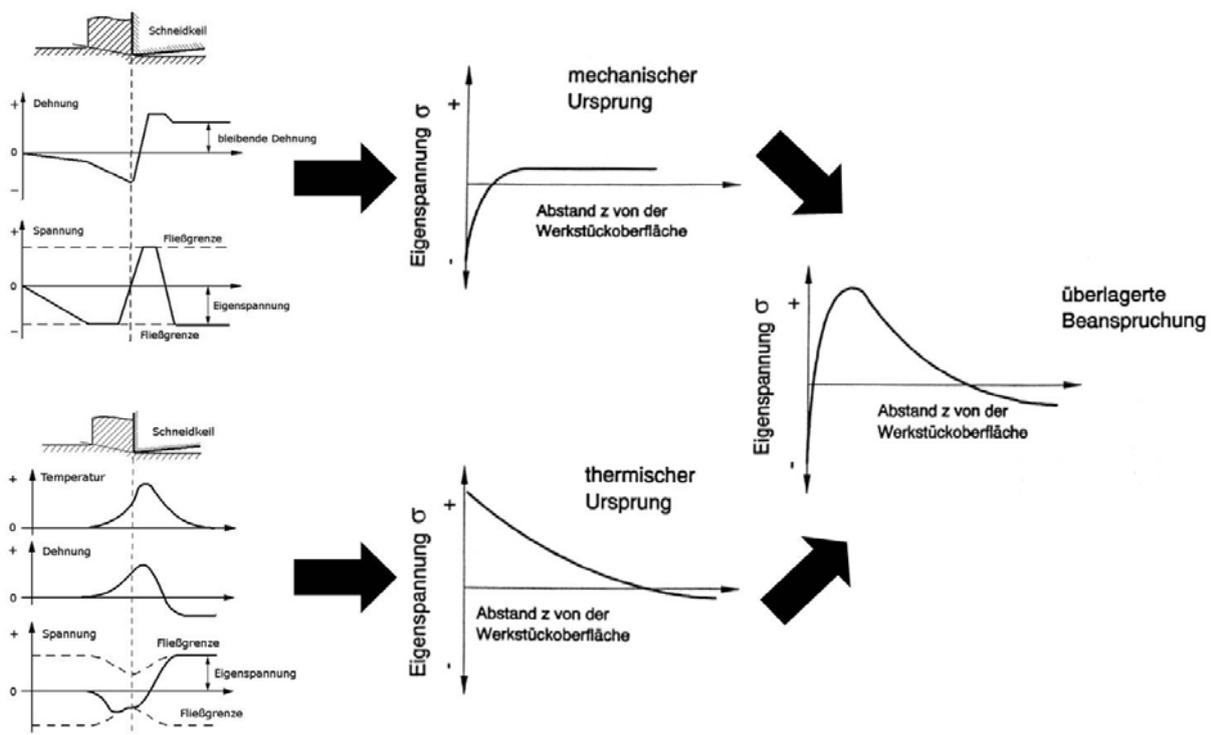


Abbildung 2-5 Entstehung von Eigenspannungen mit mechanischem und thermischem Ursprung [Seg-95, Tön-04]

Abbildung 2-5 zeigt oben links, wie der Schneidkeil die Oberfläche des Werkstücks in der Verformungsvorlaufzone staucht und im Bereich der Freifläche mit einhergehender plastischer Verformung streckt. Hierdurch entstehen im

randnahen Bereich Druckeigenstressungen. Die durch den Trennvorgang erzeugte Zerspanwärme (Abbildung 2-5 links unten) führt durch das Erwärmen und Abkühlen des Bauteils zu einer Kompression der Randschicht und daraus resultierenden Zugeigenstressungen. Durch die komplexe, nicht lineare Überlagerung der mechanischen und thermischen Einflüsse entsteht ein für die Zerspannung typischer Eigenstressungstiefenverlauf, welcher im fiktiven Fall von Abbildung 2-5 durch Druckspannungen am äußersten Bauteilrand, einem Übergang in Zugspannungen mit folgendem Zugspannungsmaximum und anschließender asymptotischer Annäherung an einen Grenzwert im Zug- oder Druckbereich gekennzeichnet ist (Abbildung 2-5 rechts) [Bri-82, Seg-95, Tön-04]. Es ist offensichtlich, dass die sich einstellenden Eigenstressungstiefenverläufe je nach Dominanz des thermischen oder des mechanischen Einflusses verschoben. Eine eindeutige Zuordnung und Gewichtung der mechanischen und thermischen Einflussgrößen eines Zerspanungsprozesses bezüglich des resultierenden Spannungszustands ist aufgrund der komplexen Überlagerung der Einflüsse nicht möglich [Bri-82].

Verzug

Spanende Bearbeitungsprozesse können zum Verzug der bearbeiteten Bauteile führen, wodurch die vorgesehenen Formen und Maße nicht erreicht werden können. Dabei lassen sich mehrere Ursachen unterscheiden. Zum einen sorgen die mit dem Fertigungsprozess einhergehenden Zerspankräfte und -temperaturen zu einer thermo-mechanischen Belastung des Werkstücks, wodurch plastische Verformungen und Eigenstressungen erzeugt werden können. Zum anderen führen eine nicht ideale Einspannung von Werkstücken sowie die Freisetzung von bereits vorhandenen Eigenstressungen dazu, dass sich die bearbeiteten Bauteile verziehen [Tön-66, Tön-80, Bri-82, Rah-85, Buß-91, Vol-96, Bri-03, Now-05, Bri-07, Pab-08, Söl-09].

Gefügewandlungen

Die hohe thermo-mechanische Beanspruchung des Bauteils bei der spanenden Bearbeitung kann dazu führen, dass das Gefüge der Bauteilrandschicht beeinflusst und verändert wird. Dabei können beispielsweise so genannte „white layers“ entstehen [Cho-99, Cho-03, Dav-10]. Diese tragen ihren Namen aufgrund ihrer Erscheinung in geätzten Schlißbildern, worin das Gefüge der extrem harten Schichten nicht erkennbar ist, sondern nur als weißes Band sichtbar gemacht werden kann. Die Zusammensetzung und genauen Entstehungsursachen dieser weißen Schichten sind bislang nicht eindeutig geklärt. Es wird davon ausgegangen, dass es sich dabei um martensitische Schichten handelt, deren

Entstehung thermische und/oder mechanische Ursachen haben [Li-07, Ram-08, Gho-10, Sch-13].

Durch Nacherwärmungen, beispielsweise aufgrund weiterer Schneiden oder heißer Späne sowie durch Wärmeleitung unter die Neuhärtungszone, kann es in der Folge auch zu Anlassvorgängen und zur Ausbildung so genannter „dark layer“ in der Randschicht kommen [Umb-09, Att-12].

Neben Phasenumwandlungen, deren Aktivierung thermisch bedingt ist, gibt es auch verformungsinduzierte Gefügeumwandlungen. Hervorzuheben ist hier die Umwandlung von metastabilen austenitischen Stählen zu α -Martensit, welche bei einer Kaltumformung verformungsbedingt hervorgerufen wird [Goo-71, Sch-85,]. Des Weiteren beeinflussen die im Bauteil vorliegenden und sich verändernden Spannungszustände den Ablauf von Phasenumwandlungen [Ahr-03]. Umbrello nennt drei Hauptmechanismen, welche für die Ausbildung von weißen Schichten verantwortlich sind [Umb-12]:

- Reaktion der Oberfläche mit der Umgebung
- Große plastische Verformungen, die zu homogenen oder sehr feinkörnigen Mikrostrukturen führen
- Hohe Aufheiz- und Abkühlraten, die Phasenumwandlungen verursachen

Je nach Prozess und Prozessführung kommt es zu einem alleinigen oder überlagerten Wirken eines oder mehrerer dieser Mechanismen [Umb-12]. Eine strikte Trennung ist allerdings kaum möglich.

2.4.1 Chemischer Einfluss

Durch die thermischen, mechanischen und tribologischen Vorgänge bei der Zerspanung sowie der Charakteristika von Werkzeug, Werkstück und Umgebungsmedien kommt es bei der Zerspanung auch zu chemischen Wechselwirkungen zwischen den beteiligten Partnern und unter Umständen zu chemischen Beeinflussungen der Bauteilrandschicht [Bri-04].

Ein großes Problem stellt beispielsweise die Affinität bestimmter Schneidstoffe oder Werkzeugbeschichtungen zu den jeweils zu zerspanenden Werkstoffen dar. Unter Wirkung der hohen Temperaturen kann es hier zur Diffusion von Atomen der Werkzeugbeschichtungen wie Karbide oder Oxide aber auch der verwendeten Kühlschmierstoffe sowie deren Elemente in das Werkstück und umgekehrt kommen [Har-82, Ezu-03, Ezu-97]. Dies wirkt sich zum einen auf die Standzeit der Werkzeuge, zum anderen aber auch auf die Charakteristika der gefertigten Bauteilrandschicht aus.

2.4.2 Mechanischer Einfluss

Bei der Zerspaltung mit geometrisch bestimmter Schneide ist die Zerspankraft die vom Schneidkeil auf das Werkstück wirkende Gesamtkraft. Diese setzt sich aus der Aktivkraft F_a und der Passivkraft F_p zusammen [DIN 6584]. Durch eine vektorielle Addition der Passivkraft und der Vorschubkraft entsteht die so genannte Drangkraft, welche nach [Bri-03_2] für die mechanische Beeinflussung des Werkstücks bei der Zerspaltung mit geometrisch bestimmter Schneide verantwortlich ist.

2.4.3 Thermischer Einfluss

Der größte Teil der bei der Zerspaltung eingesetzten mechanischen Leistung wird durch die aufzubringende Umform-, Reib- und Trennarbeit in Wärme umgewandelt und verteilt sich auf Span, Werkzeug, Werkstück sowie die Umgebung [Vie-53, Kro-54, Vie-59, War-74, Gro-08].

Bezüglich der thermischen Belastung des Bauteils sind dabei zwei Aspekte von großer Bedeutung. Zum einen die maximal auftretenden Temperaturen und deren lokaler zeitlicher Verlauf, zum anderen die eingebrachte Wärmemenge pro Fläche und Zeit, die Wärmestromdichte.

Die folgende Abbildung 2-6 zeigt die Ursachen der Wärmeentstehung im Bereich der Werkzeugschneide sowie die daraus resultierenden Wärmeströme und -übergänge an einem Wirkzonenmodell nach [War-74].

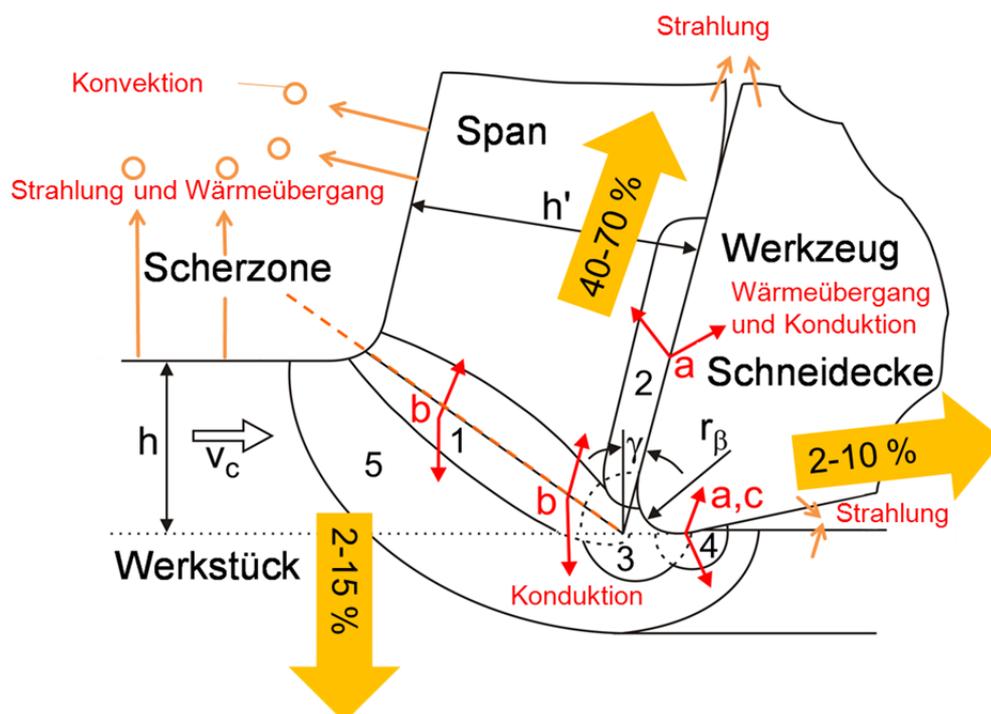


Abbildung 2-6 Wirkzonenmodell nach [War-74] mit Wärmeverteilung [Tön-04] und Wärmeübergängen

Das Eindringen des Werkzeugs in das Werkstück führt nach [War-74] zur Ausbildung von 5 Zonen, welche die Wärmeentstehung bestimmen. In der primären Scherzone (1) entsteht aufgrund der Scherbeanspruchung des Werkstückmaterials Wärme, welche sich mittels Konduktion auf den abgeführten Span und das spätere Bauteil verteilt (b). Im Bereich der sekundären Scherzone an der Spanfläche (2) reibt der gebildete Span auf der Spanfläche des Werkzeugs. Dabei findet ein ständiger Wärmeübergang statt und die Wärme verteilt sich auf konduktivem Weg auf den Span und das Zerspanwerkzeug (a). In der sekundären Scherzone an der Stau- und Trennzone (3) wird das Werkstückmaterial elastisch und plastisch verformt, wobei durch die plastische Deformation Wärme erzeugt wird, welche sich über die Wärmeleitung in Span und Werkstück verteilt. Unterhalb des Werkzeuges bildet sich eine weitere sekundäre Scherzone an der Freifläche aus, welche durch Reib- und Quetschvorgänge aufgrund des Werkzeugdrucks auf das Werkstück sowie der Relativbewegung zwischen beiden Partnern gekennzeichnet ist (4). Die hierbei entstehende Wärme gelangt zum einen über die Konduktion in das Werkzeug und die bearbeitete Bauteiloberfläche, zum anderen bewirkt die Strahlung des heißen Werkzeugs eine weitere Aufheizung der Werkstückrandzone (a, c). Dem Werkzeug vorausgehend bildet sich im Werkstück die Verformungsvorlaufzone (5) aus. In diesem Bereich wird das Material, wie im Bereich der Stau- und Trennzone, elastisch und plastisch verformt. Die hierbei entstehende Wärme gelangt über die Wärmeleitung zum großen Teil in die bearbeitete Bauteilrandzone. Die Wärmeströme und deren Verteilung lassen sich über die Variation von Prozess- und Werkzeugparametern beeinflussen [Tön-04, Dav-07, Sch-09]. So führen Erhöhungen von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub zu einem geringeren Wärmeeintrag in das Bauteil, da der Wärme weniger Zeit verbleibt, in das Bauteil zu gelangen und größere Wärmeanteile über die Späne aus der Zerspanzone abgeführt werden können [Tön-04, Fle-07, Pab-08]. Dagegen steigen die Spitztemperaturen in der Zerspanzone mit einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit [Ued-99].

2.5 Untersuchung zerspanungsbedingter Randschichtbeeinflussungen durch experimentelle Ansätze

Die Beeinflussung der Bauteilrandschicht durch den Zerspanprozess wird bereits seit langer Zeit in einer Vielzahl von Arbeiten untersucht [Fie-64, Kac-66, Fie-71, Kos-72, Kos-74, Per-75, Mac-77, Sha-94, Pet-01, Sha-08]. Dabei wurde der Ausdruck „Surface Integrity“ als ein Zusammenhang zwischen physikalischen Eigenschaften und dem funktionalen Verhalten einer Oberfläche definiert

[Fie-71]. Besonders in jüngster Vergangenheit rückte die Thematik wieder in den Fokus internationaler Forschungsarbeiten, was mit den Einflüssen des globalen Wettbewerbs, der Ressourcenverknappung und der damit verbundenen Suche nach Optimierungspotenzialen hinsichtlich Bauteilqualität und funktionaler Leistungsfähigkeit von spanend bearbeiteten Komponenten begründet werden kann [Dah-04, M`S-08, Jaw-11, Bri-11_2].

2.5.1 Zerspanversuche mit anschließender Randschichtcharakterisierung

Eine Möglichkeit zur Untersuchung möglicher Beeinflussungen der Bauteilrandschicht durch den Zerspanungsprozess besteht darin, Werkstücke vor und nach einer spanenden Bearbeitung mittels geeigneter Messmethoden einer Randschichtcharakterisierung zu unterziehen um etwaige Veränderungen feststellen und beurteilen zu können [Mac-77, Bri-84, Luc-98, Kim-01]. Hierbei kann die Bauteilrandschicht hinsichtlich struktureller/chemischer, physikalischer und mechanischer Charakteristika untersucht werden [Bri-89].

Im Umfeld der spanenden Bearbeitung wurden in bisherigen Arbeiten vor allem die tribologischen und mechanischen Zustände und Ausprägungen wie Rauheit, Härte und Festigkeit betrachtet. Auf Seiten der physikalischen und strukturellen/chemischen Zustände lag der Fokus auf resultierenden Spannungen und Dehnungen sowie der Zusammensetzung der Mikrostruktur im Allgemeinen [Bri-85, Che-01, M`S-08]. Die Bedeutung von zerspanungsbedingten Eigenspannungen sowie deren sich überlagernden Ursachen wurden umfänglich in [Hen-48, Bri-82] dargestellt.

Aramcharoen et al. zeigten die Bildung weißer Schichten beim Drehen von H13 Stahl mit unterschiedlich beschichteten Werkzeugen. Diese konnte durch eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit unterdrückt werden, was die Autoren auf die verkürzte Kontaktzeit zwischen Werkzeug und Werkstück zurückführen [Ara-08]. Akcan untersuchte gezielt die Bildung weißer Schichten und ihre Charakteristika beim Drehen des Vergütungsstahls 40NiCrMo6, des Schnellarbeitsstahls S 6-5-2 und des Wälzlagerstahls 100Cr6 [Akc-02]. Er stellte fest, dass die Dicke der neu gebildeten weißen Randschicht mit steigender Schnittgeschwindigkeit und fortschreitendem Werkzeugverschleiß zunimmt. Die innerhalb der weißen Schicht quantifizierte Korngröße lag in einem Bereich von 30 - 500 nm. Zur Entstehung und Ursache der Bildung von weißen Schichten wird keine konkrete Aussage bezüglich eines dominierenden Faktors wie der Temperatur oder der hohen plastischen Verformungen getroffen [Akc-02].

Die gezielte Nutzung der Schleifwärme wurde von [Bri-96] als eine Art der Wärmebehandlung untersucht. Dabei stellte er fest, dass der Härteprozess beim Schleifhärten aus einem Kurzzeit-Austenitierungsprozess mit anschließender Selbstabschreckung besteht und zu einem deutlichen Anstieg der Randschichthärte sowie überwiegend Druckspannungen führt.

Der Spannungszustand von Bauteiloberflächen kann durch beim Hartdrehen erzeugte weiße Schichten von Grund auf verändert werden, wohingegen durch Schleifen erzeugte weiße Schichten diesen Einfluss zeigen [Guo-10]. Das Auftreten hoher Druckspannungen und der mit der weißen Schicht zusammenhängende Härtegradient werden auf die hohen Zerspanntemperaturen zurückgeführt, welche durch starken Freiflächenverschleiß entstehen. Die ermittelten, durch ein unter der Bauteiloberfläche liegendes Druckspannungsmaximum hakenförmigen Eigenspannungstiefenverläufe einer hart gedrehten Oberfläche ohne weiße Schichten ermöglichen eine um 40 - 100 % erhöhte Zeitfestigkeit gegenüber einer geschliffenen Oberfläche, allerdings können auftretende weiße Schichten die Zeitfestigkeit um das Achtfache erniedrigen [Guo-10, Has-06].

Weinert und Hammer untersuchten das Gewindebohren von Magnesiumlegierungen und dabei entstehende Gefügeumwandlungen durch Messung der Temperaturen mittels Thermoelementen und metallografischer Analysen der erzeugten Gewinde [Wei-05_2]. Sie stellten einen Zusammenhang zwischen den Bearbeitungsparametern, dem Bohrmoment und den Spanflächentemperaturen her. Mittels Thermoelementen und Gefügeanalysen wurden ähnliche Untersuchungen auch für verstärkte und nicht verstärkte thermoplastische Kunststoffe durchgeführt [Wei-06_5].

Köhler untersuchte die Auswirkungen unterschiedlicher Schneidengeometrien auf den Bohrprozess und betrachtete in diesem Zusammenhang auch die Beeinflussung der Bohrungswand [Koe-04]. Dabei kommt er zu dem Ergebnis, dass der Einfluss der Schneidenform auf die thermische Belastung der Bohrungsrandschicht geringer ausfällt, als der Einfluss der Schnittparameter. Che-Haron et al. stellten mittels Messung der Mikrohärtigkeit und der Analyse der Gefügestruktur plastische Deformationen und eine Zunahme der Oberflächenhärtigkeit durch Kaltverfestigung fest [Che-01, Che-05]. Unterhalb der Oberfläche wurde eine Zone mit geringerer Härte aufgrund von Alterungseffekten des untersuchten Titanwerkstoffs festgestellt. Durch den Einsatz großer Schneidkantenverrundungen werden beim Hartdrehen oftmals konstante weiße Schichten erzeugt, welche druckspannungsbehaftet sind. Werden kleine Schneidkantenradien verwendet, entstehen angelassene Randschichten, welche

überwiegend Zug- aber auch Druckeigenspannungen beinhalten können [Thi-00_2]. Die beim Drehen von gehärtetem 100Cr6 entstehenden weißen Schichten wachsen mit steigenden Schnittgeschwindigkeiten ebenso an, wie die damit verbundene Härte. Grund hierfür sind die höheren Zerspanntemperaturen, welche zu Phasenumwandlungen führen [Ram-05]. Zum besseren Verständnis von weißen Schichten führte Han Drehversuche mit dem Stahl C45 unter Variation der Schnittgeschwindigkeit und der Verschleißmarkenbreite durch. Mittels Thermoelementen ermittelte er die Temperaturen in der Prozesszone und führte außerdem eine Berechnung der Temperaturen durch. Nach Analyse der Randzonen der zerspannten Werkstücke mittels Röntgendiffraktion stellte er fest, dass alle Versuchsvarianten zur Ausbildung einer weißen Schicht geführt haben. Außerdem konnte bei allen weißen Schichten, außer bei der dicksten Schicht, Restaustenit nachgewiesen werden, was Han als Beweis für das Auftreten von Phasenumwandlungen sieht. Da die berechneten und gemessenen Temperaturen in der Prozesszone mit Ausnahme einer Variante immer unter der A_{c1} -Temperatur des Werkstoffes lagen, geht Han davon aus, dass nicht ausschließlich die thermische Belastung für die Ausbildung von weißen Schichten verantwortlich ist [Han-08]. Kritisch ist die Anwendung von Thermoelementen in der unmittelbaren Prozesszone anzusehen. Es ist fraglich, ob die tatsächlichen Spitzentemperaturen inklusive ihrer hohen Dynamik zuverlässig erfasst werden können. Es ist zudem anzumerken, dass als A_{c1} -Temperatur vereinfacht die eutektoide Temperatur verwendet wird und keine tatsächliche A_{c1} -Temperatur, welche von der Heizrate abhängig wäre. Diese Praxis der einfachen Annahme einer konstanten Umwandlungstemperatur basiert auf Ergebnissen seiner Dissertation, in welcher er ein halbempirisches Modell entwickelte, welches den Zusammenhang zwischen der effektiven Spannung und der Umwandlungstemperatur beschreibt. Für die Entwicklung des Modells wurden Zerspanungsversuche durchgeführt und anschließend die Dicke der erzeugten weißen Schicht sowie der Werkzeugverschleiß ermittelt. Anschließend wurde mit zwei Modellen berechnet und abgeschätzt welche Temperaturen und Spannungen bei der Bearbeitung auftreten. Anschließend wurde ein Zusammenhang mit den gemessenen Temperaturen und den umgewandelten Randschichten hergestellt, wobei der formelle Zusammenhang nicht explizit aufgeführt wird [Han-06].

Li untersuchte den Einfluss der Prozessparameter Schnittgeschwindigkeit und Vorschub auf die Ausbildung von weißen Schichten beim Bohren zweier Stähle mit 0,56 bzw. 0,8 % Kohlenstoff [Li-07]. Mittels REM-Analyse der erzeugten Bohrungswände stellte er mit dem Vorschub und der Schnittgeschwindigkeit

zunehmende Dicken weißer Schichten fest. Bei gehärtetem Material konnte die Entstehung solcher „white layer“ bereits bei moderaten Prozessparametern dokumentiert werden. Die weiße Schicht wird von Li zudem als aus zwei Teilschichten bestehend bezeichnet. So stellte er eine nanokristalline Schicht fest, welche von einer Decklage im Submikrometerbereich überdeckt wird und neugebildeten Martensit enthält [Li-07].

Zur Untersuchung und Beherrschung der Entstehung von weißen Schichten wurden zudem bereits Untersuchungen mittels akustischer Prozessüberwachung durchgeführt. Dabei wurden deutliche Übereinstimmungen der gemessenen Frequenzcharakteristika und der Ausbildung von weißen Schichten festgestellt [Guo-05].

Auch eine gezielte Beeinflussung des Korrosionsverhaltens ist durch den Zerspanprozess möglich. Gosh und Kain untersuchten die Anfälligkeit von zerspannten Oberflächen des austenitischen Edelstahl X2CrNi18-9 für die Spannungsrisskorrosion in korrosiver Umgebung. Durch die spannende Bearbeitung wurde die Oberfläche stark plastisch verformt, wodurch eine dehnungsinduzierte martensitische Randschicht infolge von Kaltverfestigungen entstand. Die Martensitschicht wiederum begünstigte die untersuchte Spannungsrisskorrosion außerordentlich [Gho-10].

M'Saoubi konnte beim Drehen von AISI 316L im orthogonalen Schnitt mechanisch bedingte Kaltverfestigungen in der Randzone feststellen, welche gegenüber der thermischen Beeinflussung der Bauteiloberfläche überwiegen [M'S-99]. Hierbei stützt er sich auf Temperatur- und Kraftmessungen während des Prozesses. Ein spezieller Versuch zur Entkopplung der thermischen und mechanischen Einflüsse wurde allerdings nicht gesondert durchgeführt. Insofern ist es schwierig, die tatsächlichen Einflüsse auf die Eigenspannungsbildung voneinander zu trennen. Barry begründet die Ausbildung von weißen Schichten beim Drehen von gehärteten Stählen mit Vorgängen der dynamischen Erholung und Rekristallisation. Als Triebkraft soll dabei die Verminderung der Stapelfehlerenergie des Werkstückmaterials wirken. Rein diffusionsgetriebene Vorgänge werden daher als unwahrscheinlich angesehen. Seine These wird mit der großen Ähnlichkeit der Mikrostruktur und Kristallografie von weißen Schichten und adiabatischen Scherbändern begründet [Bar-02].

Chou untersuchte den Ansatz, die Prozessführung des Zerspanungsprozesses so zu beeinflussen, dass er zusätzlich zur Materialtrennung als Prozess zur Randschichthärtung genutzt werden kann [Cho-02]. Kim und Kwon untersuchten die Stähle C45E, C67E und 40NiCrMo6 hinsichtlich eines Einflusses von

Phasenumwandlungen auf den Werkzeugverschleiß [Kim-01]. Die Autoren begründen einen reduzierten Freiflächenverschleiß damit, dass der im Perlit enthaltene Zementit in der Matrix des Austenits gelöst wird und damit abrasive Vorgänge minimiert werden. Außerdem wurde festgestellt, dass hohe Schnittgeschwindigkeiten bei allen untersuchten Stählen zu Gefügeumwandlungen in der Randschicht führen.

Der Einfluss der Prozesskühlung spielt ebenfalls eine erhebliche Rolle auf die sich ausbildende Bauteilrandzone. Drehen von Inconel 718 führt unter kryogener Kühlung mit flüssigem Stickstoff zu einer druckspannungsbehafteten Randzone, welche gegenüber einer konventionellen Bearbeitung mit Kühlschmierstoffen dicker ausfällt. Auf der Bauteiloberfläche ergibt sich außerdem eine Schicht, die härter und dünner ist, als bei einer trockenen Bearbeitung oder einer Zerspanung unter Nutzung der Minimalmengenschmierung. Eine Kornverfeinerung und geringere plastische Deformation der Randschicht gegenüber trockener und MMS Bearbeitung werden außerdem beobachtet [Pus-11]. Umbrello untersuchte die Bildung von weißen Schichten bei der Hartbearbeitung von 100Cr6 ebenfalls unter Verwendung einer kryogenen Kühlung [Umb-12]. Er stellte fest, dass mit Hilfe der tiefkalten Kühlung weiße Schichten gezielt beeinflusst oder vermieden werden können. Pu et al. stellten bei der kryogenen Bearbeitung der Legierung AZ31B Mg eine Randschicht ähnlich einer weißen Schicht fest, welche in Abhängigkeit der Schneidkantenverrundung variierte. Insgesamt konnten durch die Kombination von großen Schneidkantenradien und kryogener Kühlung druckspannungsbehaftete Bereiche in der Bauteilrandschicht um den Faktor 10 vergrößert werden [Pu-12]. Sharman et al. stellten fest, dass die Mikrohärtigkeit an der Bauteiloberfläche unter Nutzung einer Hochdruckkühlung gegenüber einer konventionellen Kühlung leicht ansteigt [Sha-01]. Als Ursache machten sie geringere Zerspanntemperaturen durch die erhöhte Wärmeabfuhr verantwortlich.

Zwischenfazit zur Untersuchung zerspanungsbedingter Randschichtbeeinflussungen durch experimentelle Ansätze

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass zu den Ursachen der Entstehung und Ausbildung von Gefügeumwandlungen in der Zerspanung eine Vielzahl unterschiedlicher, sich auch widersprechender Annahmen und Begründungen zu finden sind. So gibt es speziell zur Ursache und Ausbildung von weißen Schichten bei der Zerspanung zum einen Thesen, welche von einer überwiegend mechanischen Ursache ausgehen, wohingegen andere Arbeiten vor allem thermisch aktivierte Vorgänge zu Grunde legen.

2.5.2 Temperaturerfassung in der Zerspanung insbesondere beim Bohren

Zur Ermittlung von Zusammenhängen zwischen Zerspanprozessen und den resultierenden Zuständen der Bauteilrandschichten werden außer der nachträglichen Untersuchung der Bauteile oftmals auch Kenngrößen wie die Prozesstemperatur und die Zerspankraft während des Fertigungsprozesses gemessen. Mit Kenntnis dieser Größen lassen sich Rückschlüsse auf die ursächlichen Vorgänge während der Bearbeitung ableiten, welche zur Interpretation und Erklärung der erzeugten Randschichtzustände notwendig sind.

Dabei können die Prozesskräfte meist einfach durch den Einsatz von piezoelektrischen Kraftmessplattformen und Rotationsdynamometern erfasst werden. Die Messung von Temperaturen im Umfeld der Zerspanung stellt eine besondere Herausforderung dar, da in der unmittelbaren Zone der Wärmeentstehung, in der primären Scherzone und an der Schneidkante, prozessbedingt nicht direkt gemessen werden kann. Mit einer Vielzahl unterschiedlicher Ansätze wurde deshalb versucht, der Bestimmung von Zerspantemperaturen so nahe wie möglich zu kommen [Kom-01, Dav-07]. Zur messtechnischen Erfassung dieser Prozesstemperaturen werden hauptsächlich folgende Messprinzipien verwendet:

- Strahlungsmessung
- Thermoelektrische Messung
- Widerstandsthermometermessung
- Kalorimetrische Messung

Im Folgenden wird kurz auf die Strahlungsmessung und zwei darauf basierende Messmöglichkeiten eingegangen, da diese im Rahmen der vorliegenden Arbeit zum Einsatz kommen. Ein grundlegender Überblick zur Temperaturmessung in der Zerspanung kann z.B. [Kom-01], [Dav-07] und [Pab-08] entnommen werden.

Strahlungsmessung

Das Prinzip der Strahlungsmessung nutzt den physikalischen Effekt der Eigenstrahlung, welche jeder Körper mit einer thermodynamischen Temperatur (T) oberhalb des absoluten Temperaturnullpunktes ($T = 0 \text{ K}$) aussendet. Verantwortlich für die emittierte Strahlung sind die molekularen Bewegungen im Inneren eines jeden Körpers, welche direkt von der Körpertemperatur abhängen. Durch Umlenkung, Reflexion, Bündelung und schließlich Messung dieser Strahlung und ihrer Intensität kann die Oberflächentemperatur von Objekten berührungslos ermittelt werden [Bol-84, Pla-00]. Im Kontext der spanenden

Bearbeitung kommen dabei die Thermografie und Pyrometrie zum Einsatz. Eine Besonderheit stellen Quotientenpyrometer dar, welche über zwei Messkanäle für zwei unterschiedliche, dicht beieinander liegende, schmalbandige Wellenlängenbereiche verfügen. Durch die Bildung des Quotienten aus den beiden Messungen lassen sich bestimmte Messeinflüsse, wie beispielsweise die Abhängigkeit vom Emissionsgrad, nahezu eliminieren [Mül-01]. Diese Art Pyrometer eignet sich sehr gut für die Temperaturmessung bei der Zerspaltung von metallischen Werkstoffen, da der Emissionsgrad nicht bekannt sein muss, wobei mittels Pyrometrie durchgeführte Messungen immer nur einen sehr kleinen, von der Optik des Gerätes abhängigen Messfleck, abbilden [Mül-01].

Großflächige Messungen können mit Hilfe von Thermokameras durchgeführt werden. Eine Messung von absoluten Temperaturen in der Prozesszone eines Zerspaltungsprozesses ist aus einer Vielzahl von Gründen (Emissionsgradabhängigkeit, ständige und starke Änderung des Emissionsgrads, schwer zugängliche Messstelle, Reflexionen heißer Späne) nur mit großem Aufwand und mit erheblichen Messfehlern durchzuführen [M'S-02]. Köhler versuchte die Temperaturen an Boherschneiden mit einer Thermografiekamera zu ermitteln, was sich jedoch aufgrund zu großer Messfehler als nicht durchführbar erwies [Koe-04].

Zur Bestimmung von absoluten Temperaturen in der Zerspaltungszone sind Pyrometer besser geeignet als Thermografiekameras, da hier bauartbedingt bereits eine Reihe von Fehlerquellen ausgeschlossen werden kann. Zudem wird nur ein sehr kleiner zu messender Ausschnitt erfasst, wobei die Strahlung in unmittelbarer Nähe zum Messobjekt erfasst wird, wodurch sich die Störungsanfälligkeit verringert. Der kleine zu messende Bereich kann je nach Messaufgabe auch nachteilig sein, da beispielsweise keine Aussage über eine globale Temperaturverteilung in einem Werkstück getroffen werden kann.

Ueda verwendete ein Zweifarbenpyrometer zur Messung der Temperaturen an verschiedenen Punkten der Bohrerhauptschneide beim Bohren von C45, Gusseisen und einer Aluminiumlegierung [Ued-07]. Hierfür wurde ein Bohrwerkzeug in einer Drehmaschine gespannt und eine quaderförmige Probe bearbeitet. Abbildung 2-7 zeigt den Versuchsaufbau mit an unterschiedlichen Positionen der Hauptschneide präparierten Bohrungen und Glasfaserleitungen zur Temperaturmessung.

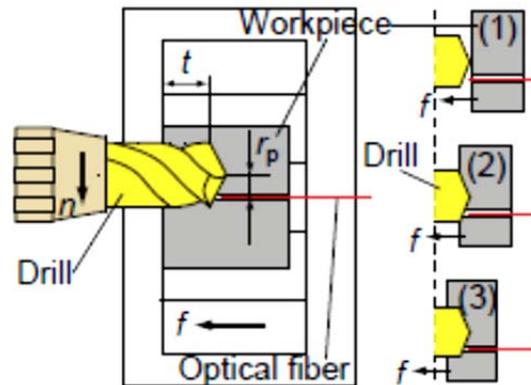


Abbildung 2-7 Versuchsaufbau zur Temperaturmessung mittels Pyrometer und Glasfaser zur Strahlungszuführung [Ued-07]

Die Messungen zeigten einen Anstieg der Temperaturen mit der Schnittgeschwindigkeit und dem Vorschub. Es konnte gezeigt werden, wie die Temperaturen von innen nach außen mit steigender Schnittgeschwindigkeit zunehmen. Risse verwendete ebenfalls ein Pyrometer zur Messung der Temperaturen an der Bohrerhauptschneide sowie an den Führungsphasen des Werkzeugs [Ris-06]. Er stellte ein Maximum der Temperaturen in der Mitte der Hauptschneide fest, welches mit der verstärkten radialen Wärmeabgabe an den Schneidecken des Bohrwerkzeugs begründet wird.

Zwischenfazit zur Temperaturerfassung beim Bohren

Das Bohren erfordert aufgrund der schlechten Zugänglichkeit der Prozesszone und der Werkzeugbewegung besonders große Anstrengungen zur Erfassung von Temperaturen. Es gibt eine Vielzahl von Arbeiten, bei welchen ebenfalls vielfältige Ziele verfolgt wurden. So wurde versucht, die Temperaturen an den Schneiden von Bohrwerkzeugen direkt oder indirekt über Analogieversuche zu bestimmen [Ris-06, Bağ-06, Ued-07, Sch-13]. Bei den Analogieversuchen wird davon ausgegangen, dass einzelne Abschnitte der Bohrerhauptschneide näherungsweise mit Drehversuchen im orthogonalen Schnitt abgebildet werden können. Diese Methode bietet den Vorteil, dass beim Drehen vergleichbar einfach Temperaturen und Kräfte gemessen werden können. Durch eine Interpolation der inkrementellen Messwerte kann ein Abbild der Bohrerhauptschneide erstellt werden. Des Weiteren wurde sowohl mittels Thermoelementen als auch Pyrometermessungen untersucht, welche Temperaturen die Führungsfasen von Bohrwerkzeugen während des Prozesses aufweisen [Ris-06, Ued-07, Weg-08, Sch-13_2]. Thermoelemente wurden auch von Pabst eingesetzt, um die in das Bauteil eingebrachte Wärmemenge zu bestimmen und in Abhängigkeit von Werkzeug- und Prozessparametern ein Modell zu erstellen, welches den Wärmeeintrag in das Bauteil beschreibt

[Pab-08]. Spantemperaturen und deren Wärmeabgabe wurden außerdem durch kalorimetrische Messungen bestimmt [Sch-49, Opa-03, Koe-04, Bie-12_2] und mit Hilfe der Thermografie wurden austretende Bohrer von Durchgangsbohrungen erfasst [Dör-03, Koe-04]. Die gemessenen Temperaturen wurden meist dazu verwendet, die thermische Belastung des Bohrwerkzeugs zu quantifizieren und teilweise modellhaft zu beschreiben. Eine nachfolgende Verifikation der Modelle konnte allerdings nicht direkt durchgeführt werden, weil die für den Aufbau der Modelle genutzten Daten nicht gleichzeitig zur Validierung genutzt werden konnten.

2.6 Untersuchung zerspanungsbedingter Randschichtbeeinflussungen durch numerische Ansätze

Neben experimentellen Untersuchungen zu Zusammenhängen zwischen gemessenen Temperaturen und Kräften sowie resultierenden Randschichthärten, Eigenspannungen und Gefügestrukturen gibt es auch die Möglichkeit, Zerspanungsprozesse und die Beeinflussung der Bauteilrandschicht mit Hilfe von Modellen zu beschreiben [Cho-99, Umb-04, Bie-05, Ram-08, M`S-08, Out-08, Aut-10].

2.6.1 Simulation von Phasenumwandlungen

Zur mathematischen Beschreibung von diffusionsgesteuerten und nicht diffusionsgesteuerten Gefügeumwandlungen von Stahlwerkstoffen existieren zahlreiche Modelle [Gro-05], wovon Hildebrandt et al. ausgewählte Modelle näher beschreiben. So hat sich nach [Hil-06] eine Unterscheidung der Modelle etabliert, die ausgehend von den thermischen Randbedingungen die Umwandlungskinetik anhand isothermer oder nicht-isothermer Prozesse beschreibt.

Johnson und Mehl sowie Avrami, Austin und Ricket entwickelten erste mathematische Formulierungen zur Beschreibung von diffusionsgesteuerten Phasenumwandlungen sowie der Martensitbildung, wobei beide Gleichungen auf der Integration derselben Grundgleichung beruhen:

$$\frac{df_i}{dt} = (1 - f_i)^k n_i b_i t^{n_i - 1}$$

Formel 2-3

Durch unterschiedliche Werte für den Exponenten k in der Grundgleichung kommt es zu den verschiedenartigen Modellen. Austin/Ricket verwendeten hier einen Wert von $k=1$, Johnson/Mehl hingegen einen Wert von $k=2$. Dabei stützen

sich Johnson und Mehl auf Arbeiten zur Rekristallisation von Tammann [Aus-39, Joh-39, Tam-30].

Mioković verwendete den Ansatz von Avrami zur Beschreibung der diffusionsgesteuerten Phasenumwandlungen beim Laserstrahlhärten [Avr-39, Mio-05]:

$$f_i = f_{\max} \cdot [1 - \exp \{-b \cdot t^n\}] \quad \text{Formel 2-4}$$

mit f als dem nach der Zeit t isotherm gebildeten Anteil einer Phase, f_{\max} dem maximal möglichen Phasenanteil und den Werkstoffparametern b und n .

Die erläuterten Modelle beruhen auf der Annahme, dass eine Phase f_1 sich immer vollständig in eine Phase f_2 umwandelt, was nicht immer der Realität entspricht. So können mehrere Umwandlungsvorgänge gleichzeitig, hintereinander oder auch nur teilweise (Teilaustenitisierung) ablaufen. Diesen Schwachpunkt versucht Ueda mit einem fiktiven Phasenanteil zu verbessern, der durch den Maximalgehalt der neuen Phase korrigiert wird [Ued-95]. Einen anderen Ansatz verwendeten Fischer und Bandar, die den Volumenanteil des Austenits mit einem auf einem Avrami-Ansatz beruhenden Ausdruck berechnen, wobei der maximale Austenitgehalt über eine Anpassung begrenzt wird [Fis-08]:

$$f_A = 1 - \exp \left\{ -4 \left(\frac{T - T_s}{T_f - T_s} \right)^2 \right\} \quad \text{Formel 2-5}$$

Dabei steht T_s für die Start- und T_f für die Endtemperatur der Austenitbildung.

Neben der Abbildung isothermer Austenitbildungsprozesse, kann mit dem von Mioković auf Basis des Avrami-Ansatzes entwickelten Modell auch die kontinuierliche Austenitbildung sehr genau beschrieben werden [Mio-05]. Diese folgt nach Avrami der folgenden Gleichung:

$$f_A = 1 - \exp \{-(b \cdot t)^n\} \quad \text{Formel 2-6}$$

Mit dem Werkstoffparameter n und der temperaturabhängigen Größe b :

$$b(T) = C \cdot \exp \left(-\frac{\Delta H}{k \cdot T} \right) \quad \text{Formel 2-7}$$

Dabei ist C eine Geschwindigkeitskonstante, k die Boltzmannkonstante und ΔH beschreibt die Aktivierungsenthalpie für die Phasenumwandlung [Mio-05].

Hierfür wurden die zeitabhängigen Temperaturverläufe bei der kontinuierlichen Erwärmung mittels Treppenfunktionen innerhalb eines Zeitschritts Δt angenähert und der Austenitanteil f_A zum Zeitpunkt $t = t_{i+1}$ berechnet:

$$f_{A,i+1} = f_{A,i} + \Delta f_A = f_{A,i} + \left. \frac{\partial f_A}{\partial t} \right|_{t_i^*} \cdot \Delta t \quad \text{Formel 2-8}$$

wobei t_i^* die fiktive Zeit ist.

$$t_i^* = \frac{1}{b(T_i)} \cdot \ln \left[\frac{1}{1 - f_{A,i}} \right]^{\frac{1}{n}} \quad \text{Formel 2-9}$$

Mit experimentell ermittelten Volumenanteilen des Austenits konnten die Parameter C , ΔH und n bestimmt werden [Mio-05]. Abbildung 2-8 zeigt den mit dem Avrami-Modell berechneten Austenitanteil in Abhängigkeit von der Zeit (links) und der Temperatur (rechts). Die gute Übereinstimmung von Berechnung und Experiment bestätigt die Eignung des modifizierten Avrami-Ansatzes zur Beschreibung kontinuierlicher Austenitbildungsprozesse, mit aufheizraten- und temperaturunabhängigen Parametern [Mio-05].

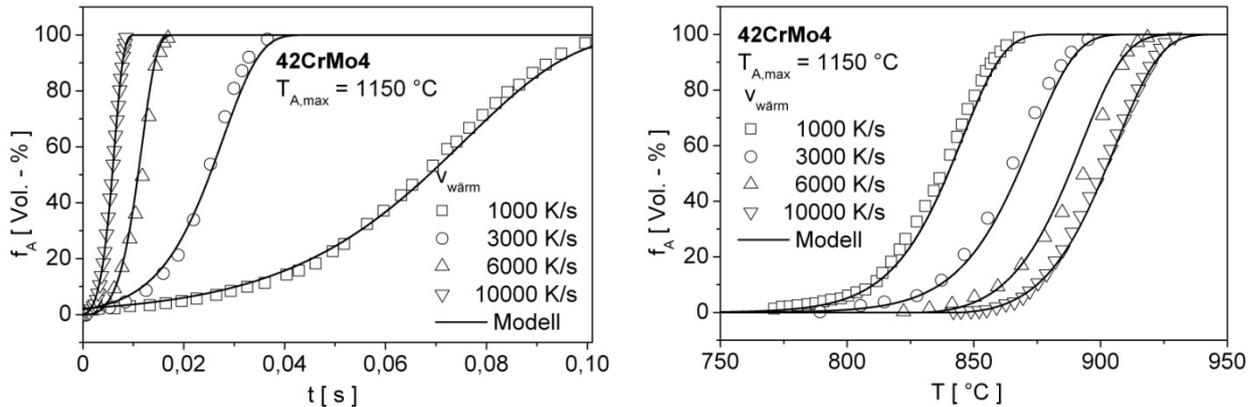


Abbildung 2-8 Vergleich von berechneten und experimentell ermittelten Volumenanteilen des Austenits $f_A(t)$ und $f_A(T)$ für unterschiedliche Aufheizraten [Mio-05]

Zur Bestimmung der Parameter für die diffusionsgesteuerte Umwandlung bei der Abkühlung werden die folgenden temperaturabhängigen Formulierungen verwendet, wobei die enthaltenen Konstanten aus vorhandenen ZTU-Schaubildern stammen [Mio-05].

$$\log b = c_{b0} + c_{b1} \cdot T + c_{b2} \cdot T^2 + c_{b3} \cdot T^3 \quad \text{Formel 2-10}$$

$$n = c_{n0} + c_{n1} \cdot T + c_{n2} \cdot T^2 + c_{n3} \cdot T^3 \quad \text{Formel 2-11}$$

Zur Abbildung der Martensitbildung werden in der Literatur ebenfalls unterschiedliche Ansätze verwendet, wobei es nach Hildebrand drei allgemein akzeptierte mathematische Beschreibungen zur Modellierung dieser Gefügeumwandlung gibt [Hil-06]:

- Koistinen und Marburger (lineare Abhängigkeit des Martensitanteils f_M von Temperaturinkrement dT): $f_M = 1 - \exp(\alpha(M_s - T))$,
- Wildau und Hougardy (Ähnlich Johnson/Mehl/Avrami, mit b und n als Funktionen der Martensitstarttemperatur M_s): $f_M = 1 - \exp(b(M_s - T)^n)$ sowie
- Schröder (Zusammenhang zwischen entstehenden Martensitanteilen und der Martensitstart M_s und -finishtemperatur M_f): $f_M = 1 - \left(\frac{T - M_f}{M_s - M_f} \right)^2$.

2.6.2 Simulation von zerspanungsbedingten Randschichtbeeinflussungen und Phasenumwandlungen

Neben den bereits beschriebenen experimentellen Untersuchungen von Zusammenhängen zwischen Zerspanungsprozessen und deren Beeinflussung der Bauteilrandschicht, gibt es hierfür auch analytische und numerische Ansätze. So wurde mit Hilfe der FEM untersucht, welche resultierenden Eigenspannungen in Abhängigkeit variiertes Prozessparameter entstehen [Sas-05, Aut-07, Aut-09_2, Bri-11, Neu-11, Ulu-11, D'U-11, Zan-12]. Die Betrachtung von mikrostrukturellen Veränderungen der Bauteilrandschicht aufgrund der Zerspanung wurde ebenso numerisch untersucht wie die resultierende Rauheit und der Bauteilverzug aufgrund von variierten Prozessparametern [Oh-04, Hoc-05, Bie-05, Dyc-07, Ram-08, Söl-09, Umb-09, Car-11, D'Ur-11, Sch-11_2]. Dabei basieren die verwendeten Modelle auf unterschiedlichen Herangehensweisen.

Chou und Evans modellierten eine bewegte Wärmequelle in Anlehnung an die Vorgänge bei der Zerspanung auf Basis von Jaeger [Jae-42] zur Berechnung von Temperaturfeldern in der zerspannten Bauteiloberfläche und resultierenden Gefügeumwandlungen [Cho-99]. Dabei wurden Zusammenhänge zwischen der Schnittgeschwindigkeit, dem Werkzeugverschleiß sowie der resultierenden Temperaturen und der Ausbildung weißer Schichten ermittelt. Die tatsächlichen Temperaturen wurden in diesem Zusammenhang allerdings nicht gemessen und die Ergebnisse wurden von den Autoren aufgrund vieler Annahmen als qualitativ eingestuft.

Umbrello entwickelte ein auf dem Johnson-Cook-Ansatz basierendes Materialmodell für die FE-Simulation der Hartzerspannung von 100Cr6, dessen Fließspannung in Abhängigkeit der Werkstoffhärte mittels Regressionen angenähert wird [Umb-04]. Dabei konnte eine gute Übereinstimmung der Zerspankräfte und der Spanformen mit experimentellen Ergebnissen erzielt werden. Umbrello ging dabei zunächst davon aus, dass es bei der Hartbearbeitung des Wälzlagerstahls 100Cr6 aufgrund der kurzen Prozesszeiten nicht zu Phasenumwandlungen kommt, welche die Materialeigenschaften hinsichtlich einer Beeinflussung des Zerspanungsprozesses ändern. In späteren Arbeiten stellten Caruso et al. allerdings fest, dass es zur Ausbildung von schwarzen und weißen Schichten sowie zu deutlichen Änderungen der Korngrößen in der Randzone der bearbeiteten Werkstücke kommt [Car-11]. Zur Beschreibung der weißen und schwarzen Schichten kamen dabei wieder die Härte-basierende Fließregel sowie ein empirisches Modell [Umb-09, Umb-10] zum Einsatz. Für die Abbildung der Korngröße wurde außerdem ein Modell nach Yanagimoto basierend auf dem Zener-Hollomon-Parameter verwendet [Yan-98, Zen-44]. Die damit berechneten Korngrößen entsprechen experimentell ermittelten Größenordnungen. Basierend auf diesen Korngrößen sowie der berechneten Gefügehärte wurde dann auf die Bildung von weißen und schwarzen Schichten geschlossen, deren Existenz mit experimentellen Untersuchungen gezeigt werden konnte. Das entwickelte Modell wurde außerdem weiterentwickelt, um die durch die Bearbeitung entstehenden Eigenspannungen vorherzusagen. Die damit erzielten Ergebnisse zeigen eine deutliche Verbesserung der Vorhersagefähigkeit der Eigenspannungen in der Bauteilrandschicht im Vergleich zur Berechnung ohne Berücksichtigung der Gefügebbeeinflussung [Umb-10_2].

Rotella verwendete wie Yanagimoto die Gleichungen nach Zener-Hollomon sowie Hall-Petch zur Beschreibung zerspanungsbedingter Änderungen der Werkstoffmikrostruktur beim Drehen der Aluminiumlegierung 7075-T651. Berücksichtigt wurden dabei die dynamische Rekristallisation und die resultierende Bildung neuer Körner zur Vorhersage der Korngröße und der Randschichthärte in Abhängigkeit variierter Schnittgeschwindigkeiten und Schneidkantenradien. Trotz deutlicher Abweichungen der berechneten Schnittkräfte von experimentellen Ergebnissen konnte gezeigt werden, dass die dynamische Rekristallisation in der Spanbildungssimulation abgebildet werden kann. Die Simulationen wurden mit Hilfe von Deform 3D durchgeführt und es wurde die programminterne Materialdatenbank verwendet, um das elastisch-plastische Materialverhalten zu beschreiben [Rot-13]. Eine angepasste

Materialmodellentwicklung zur Berücksichtigung von Temperatur- und Dehnratenabhängigkeiten wurde nicht durchgeführt.

D'Urso et al. entwickelten ein analytisches Modell zur Abbildung von Kaltverfestigungen in zerspannten Randschichten sowie ein 2D-FE-Spanbildungsmodell für den nichtrostenden Stahl X5CrNi18-10, welches ebenfalls die Kaltverfestigung auf Basis der Mikrohärtigkeit berechnet. Die Mikrohärtigkeit wurde dabei über einen linearen Zusammenhang mit der Fließspannung bei einer Vergleichsdehnung von 0,112 nach Tekkaya berechnet [Tek-00]. Der Vergleich der analytischen und numerischen Ergebnisse zeigte eine gute Übereinstimmung der vorhergesagten Mikrohärtigkeiten [D'U-11].

Ramesh und Melkote untersuchten die Entstehung von weißen Schichten unter Nutzung eines zweidimensionalen FE-Spanbildungsmodells für den Wälzlagerstahl 100Cr6 [Ram-08]. Unter der Annahme einer dominierenden thermischen Belastung wurde zur Beschreibung der spannungsabhängigen Phasenumwandlungen die Clausius-Clapeyron Gleichung verwendet, wie bereits von Griffiths vorgeschlagen [Gri-87]. Als Ergebnis wird bei einem hydrostatischen Druck von 1300 MPa eine Reduzierung der Umwandlungstemperatur von α - γ um 118 °C von 732 °C auf 614 °C berechnet. Eine aufheizratenabhängige Austenitisierung oder Teilaustenitisierung kann mit diesem Modell nicht beschrieben werden, da eine feste Austenitisierungstemperatur vorgegeben ist. Die Martensitumwandlung wird unter Verwendung des Ansatzes von Koistinen & Marburger modelliert, wobei hier die nominale Martensitstarttemperatur M_S über den folgenden Ansatz von Inoue wie bei Wang und Denis [Koi-59, Den-95, Wan-97] ebenfalls spannungsabhängig berechnet wird [Ino-82]:

$$\Delta M_s = A\sigma_{kk} + B\bar{\sigma} \quad \text{Formel 2-12}$$

Dabei stellt ΔM_S die Änderung der Martensitstarttemperatur dar, während A (= 0,05 K/MPa) und B (= 0,033 K/MPa) Materialkonstanten sind. σ_{kk} stellt die mittlere Normalspannung und $\bar{\sigma}$ die zweite Invariante des Deviators des Spannungstensors dar [Den-95]. Eine detaillierte Beschreibung der Umwandlung in die Austenit- und Bainit-Phase wird nicht vorgenommen. Zur Modellierung der Materialtrennung verwendet Ramesh ein Versagenskriterium, bei welchem eine Schicht von Elementen zwischen Span und Werkstück gelöscht wird [Ram-02]. Dies wird in der Praxis zwar häufig angewandt, führt durch das Löschen der Elemente aber unweigerlich zu einem Verlust von Informationen speziell in der obersten Randschicht, in welcher die Gefügeumwandlungen berechnet werden.

Duscha et al. verwenden für die Simulation von Phasenumwandlungen beim Schleifen den bereits vorgestellten Ansatz von Johnson, Mehl und Avrami für die diffusionsgesteuerten Umwandlungen und ebenfalls den Ansatz nach Kositinen & Marburger für die Martensitumwandlung [Dus-11]. Mit Hilfe einer abstrahierten Wärmequelle werden die Martensitanteile in der Randschicht berechnet, welche allerdings nicht mit experimentellen Ergebnissen verglichen werden. In Anlehnung an [Ram-02] modellieren Fischer und Bandar mittels einer abgewandelten Form des Ansatzes von Avrami die Austenitisierung sowie die diffusionsabhängigen Rückumwandlungen des Austenits in einer FE-Spannungssimulation für den Wälzlagerstahl 100Cr6 [Fis-08]. Für die martensitische Umwandlung wird die in der verwendeten Software DEFORM bereits implementierte Gleichung nach Magee verwendet [Mag-66]. Die notwendigen Werkstoffdaten werden dabei für das gesamte Simulationsmodell aus der programmeigenen Datenbank bezogen. Der Vergleich der simulierten weißen Schichten mit experimentellen Ergebnissen aus der Literatur zeigt eine gute Übereinstimmung.

Die bei der Zerspanung auftretenden Gefügeumwandlungen sind maßgeblich von einer kurzzeitigen Temperaturbeeinflussung abhängig [Ram-02, Ram-08, Umb-04], welche dem Temperaturprofil von Kurzzeithärteprozessen sehr ähnlich ist [Mio-05].

Foeckerer kombinierte eine druckabhängige Beeinflussung der Umwandlungstemperaturen mit den Einflüssen der Kurzzeit-Austenitisierung bei der Modellierung des Schleifprozesses mittels abstrahierten Wärmequellmodellen. Er kommt in seinen Untersuchungen zu dem Schluss, dass die Einflüsse der raschen Aufheiz- und Abkühlraten auf die Austenitisierungsvorgänge gegenüber der Druckabhängigkeit der Umwandlungstemperaturen überwiegen [Foe-12].

Neben der Analyse der mikrostrukturellen Beeinflussung von Bauteilrandzonen durch den Zerspanungsprozess wurde ebenfalls untersucht, wie viel Wärme beim Zerspanprozess in das jeweilige Bauteil gelangt [Bon-02, Ric-06, Pab-08, Sch-08, Sch-09, Arr-09, Pab-10, Laz-12]. Die Kenntnis um die Zerspanntemperaturen ist für die Simulation von Phasenumwandlungen extrem wichtig, denn nur mit ausreichend korrekt modellierten Temperaturfeldern, können die Umwandlungsvorgänge mit hinreichender Genauigkeit beschrieben werden.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die Berücksichtigung der Kurzzeitaustenitisierung in Zerspanungssimulationen bisher noch nicht erfolgte.

Des Weiteren werden oftmals Werkstoffdaten aus der Literatur verwendet. Dies gilt sowohl für die Beschreibung der Spanbildung und das zugehörige Materialverhalten als auch für die Modellierung des Umwandlungsverhaltens und die anschließende Verifikation.

Zwischenfazit zur Untersuchung zerspanungsbedingter Randschichtbeeinflussungen durch numerische und analytische Ansätze

Wie bei der experimentellen Untersuchung zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen gibt es auch auf Seiten der Modellbildung zahlreiche Ansätze zur Abbildung mikrostruktureller Gefügeänderungen durch die Zerspanung. Dabei fällt auf, dass wieder zwischen Thesen mit entweder thermischen oder mechanischen Ursachen unterschieden werden kann. Zudem werden bei der Simulation von Spanbildungsvorgängen keine Kurzzeit-Austenitisierungsvorgänge berücksichtigt, obwohl diese die Umwandlungstemperaturen nachweislich massiv beeinflussen. Des Weiteren sind keine Arbeiten zu finden, welche neben der Austenit- und Martensitbildung auch die Bildung von Bainit berücksichtigen, da oftmals keine werkstoffwissenschaftlichen Daten zu den untersuchten Werkstoffen vorliegen oder die entwickelten Modelle nicht in der Lage sind, derartige Vorgänge zu berücksichtigen. Auch die Umwandlungsplastizität sowie die Umwandlungswärme durch die Phasenumwandlungen werden meist nicht berücksichtigt. Nur durch eine vollständige Beschreibung dieser Vorgänge können belastbare Aussagen über die Charakteristika der durch die Zerspanung beeinflussten Werkstückrandzonen getroffen werden. Ein solches integrales Modell existiert im Zusammenhang der Zerspanung auch auf zweidimensionaler Ebene noch nicht. Eine dreidimensionale Simulation von Gefügeumwandlungen bei Bohrprozessen gibt es bisher ebenfalls in keiner Form.

2.6.3 Reibungsmodellierung

Die bei der Zerspanung resultierenden Kräfte und Temperaturen werden in großem Maße von der Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück beeinflusst [Ast-04, Chi-06, Öze-06, Aut-07, Fil-07]. Aus diesem Grund muss die Reibung in Zerspanungssimulationen so genau wie möglich berücksichtigt werden. Hierzu gibt es eine Vielzahl unterschiedlicher Modellierungsansätze. Im einfachsten Fall kann der Coulombsche Zusammenhang herangezogen werden, welcher auf der Proportionalität von Tangentialspannung und Normalspannung beruht:

$$\mu = \frac{\tau_f}{\sigma_n}$$

Formel 2-13

Durch experimentelle Ermittlung können für jeweils andere Materialpaarungen und Oberflächen Reibkoeffizienten bestimmt werden und als konstante Werte implementiert werden [Öze-06, Aut-07].

Aufgrund des Kontakts von Werkzeug und Werkstück bildet sich ein hydrostatischer Druck entlang der Schneide aus. In Abhängigkeit von der Position entlang des Kontaktgebietes kommt es zu unterschiedlichen Fließgeschwindigkeiten und Temperaturen des Werkstückmaterials. Diese diskontinuierlichen Zustände führen dazu, dass der Reibwert entlang der Werkzeugschneide variiert, wodurch die Annahme eines konstanten Faktors der Reibung für die gesamte Schneide nur als Annäherung gesehen werden kann. Zorev entwickelte ein Reibungsmodell, welches den Bereich um die Schneide in einen Haft- und einen Gleitreibungsbereich unterteilt [Zor-92]. Usui und Shirakashi entwickelten eine von der Schubfließspannung abhängige Gleichung als Reibungsmodell für die Zerspanung [Usu-82], welche von weiteren Autoren verwendet und modifiziert wurde [Dir-01].

In [Kra-71, Öze-06, Fil-07, Hei-10] wird ein Überblick über die verschiedenen, häufig verwendeten Reibgesetze im Umfeld der Zerspanung gegeben. Aufgrund der sehr verschiedenen Eigenschaften und Charakteristiken kann keines allgemein für alle zu simulierenden Probleme eingesetzt werden. Insbesondere für den Schneidprozess muss die Temperaturabhängigkeit im Reibgesetz Berücksichtigung finden.

Zwischenfazit zur Reibungsmodellierung

Die Abbildung der Reibungsvorgänge im Zerspanprozess wurde bereits mit unterschiedlichen Ansätzen verfolgt. Meist stand dabei explizit die Untersuchung der Reibungsvorgänge im Fokus. Modelle zur Beschreibung von zerspanungsbedingten Bauteilbeeinflussungen konzentrieren sich hingegen meist auf die Modellierung der Vorgänge im bearbeiteten Werkstück, weshalb oftmals nur ein konstanter Reibbeiwert verwendet wird. Um allerdings Phasenumwandlungsvorgänge in der Bauteilrandschicht mittels Spanbildungssimulationen untersuchen zu können, sind insbesondere die Zerspantemperaturen und deshalb auch eine detaillierte Modellierung der Reibungsvorgänge von Bedeutung. Für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchte Werkstoffpaarung 42CrMo4 im vergüteten Zustand und Hartmetall existiert kein geeignetes Reibmodell, welches die Zusammenhänge zwischen Geschwindigkeit, Druck, Temperatur und Reibkoeffizient beschreibt.

2.6.4 Wärmeübergangsmodellierung

Um eine möglichst genaue Beschreibung des Wärmehaushaltes von Zerspanungsprozessen durchführen zu können, müssen die prozessbegleitenden Wärmeleitungs- und Wärmeübergangsvorgänge ebenfalls detailliert abgebildet werden. Das ist mit kommerziellen FE-Programmen wie ABAQUS sehr gut über Randbedingungen realisierbar. Allerdings werden hierfür Daten der entsprechenden Übergangskoeffizienten benötigt, die durch ihre Abhängigkeit von Werkstoffpaarung, Temperatur, Druck und Umgebungsmedium nicht einfach der Literatur entnommen werden können.

Umbrello et al. entwickelten deshalb ein auf physikalischen Prozessen basierendes Modell, welches den Wärmeübergangskoeffizienten im Kontakt von Werkzeug und Werkstück in Abhängigkeit von der Flächenpressung und der Temperatur beschreibt [Umb-07]. Eine detailliertere Betrachtung der Rolle des Kühlmittels bei Materialbearbeitungsprozessen führte Li [Li-06] durch. Er postulierte Verdampfung, Zerstäubung und Filmbildung als grundlegende Verhaltensweisen des Kühlmittels, und studierte deren Bedeutung für den Kühlprozess [Bel-99, Che-01_2, Oxl-89] mit mathematischen Modellen. Besonderes Augenmerk lag dabei auf der Bildung von Aerosolen, im Kontext möglicher schädlicher Auswirkungen auf die umgebende Luft.

Zwischenfazit zur Wärmeübergangsmodellierung

Eine detaillierte Modellierung der Wärmeübergänge im Zerspanungsprozess wird in den meisten bisherigen Arbeiten nicht berücksichtigt. Vor allem der Wärmeübergang in die Umgebung wird in der Regel mit einem konstanten Faktor vereinfacht angenommen. Da in der vorliegenden Arbeit die Temperaturen und ihre zeitlichen und örtlichen Verläufe von großer Bedeutung für eine möglichst genaue Beschreibung zerspanungsbedingter Phasenumwandlungen sind, sollen die Wärmeübergänge bei der Prozessmodellierung explizit berücksichtigt werden.

2.7 Modellierung von thermo-mechanischen Lastkollektiven beim Bohren

Der Zerspanungsprozess mit seinen unzähligen Einflussgrößen und Wechselwirkungen von Werkzeug, Werkstück und Umgebung stellt einen sehr komplexen Sachverhalt dar. Eine hoch detaillierte Modellierung dreidimensionaler Spanbildungsvorgänge bei gleichzeitiger Berücksichtigung des exakten Werkstoffverhaltens und seiner thermischen, mechanischen und chemischen Beeinflussung ist in der Anwendung nicht durchführbar, da der

Aufwand und die erforderlichen Rechenzeiten wirtschaftlich nicht zu rechtfertigen sind. Aus diesem Grund werden detaillierte Modelle zur Beschreibung von einzelnen Zusammenhängen sowie abstrahierte Modelle zur Abbildung globaler Prozesse verwendet. Die Abstraktion von Fertigungsprozessen und deren Wechselwirkungen mit dem Werkstück und der Umgebung erfordert Vereinfachungen des Realprozesses um eine Anwendbarkeit der Modelle zu ermöglichen. Die abgebildeten Zusammenhänge, beispielsweise zwischen Prozessparametern, Zerspanntemperaturen und resultierender Mikrostruktur des Bauteils, können innerhalb solcher Modelle allerdings mit hoher Genauigkeit berücksichtigt werden.

Pabst untersuchte den Einfluss von Prozess- und Werkzeuggeometrieparametern auf den Wärmeeintrag beim Fräsen, Bohren und Reiben. Hierfür entwickelte er ein auf einem Exponentialansatz basierendes Modell, welches die Wärmedichte q in Abhängigkeit der Parameter Schnittgeschwindigkeit, Vorschub, Verschleißmarkenbreite und Durchmesser beschreibt [Pab-08]. Die Aufprägung der thermischen Bauteilbelastung innerhalb der FE-Simulation erfolgte über die Definition von unterschiedlichen Wärmeströmen in Abhängigkeit von den modellierten Parametern auf der Oberfläche der Bohrungswand. Die Bohrungen wurden dabei bereits bei der Erstellung des 3D-Körpers im FE-Programm ABAQUS eingebracht, d.h. es erfolgte kein Materialabtrag. Mit Hilfe des Modells ist es möglich, das Verzugsverhalten von komplexen Bauteilen in Abhängigkeit der untersuchten Prozess- und Werkzeugparameter vorherzusagen. Ein ähnliches Modell wie Pabst entwickelten Schumann und Biermann zur Abbildung des Wärmeeintrags bei der Schleifbearbeitung in Abhängigkeit von der Kontaktfläche [Sch-12]. Es konnte gezeigt werden, wie die thermische Belastung des Bauteils mit größeren Zustellungen anwächst.

Bono und de Vries untersuchten die Temperaturverteilung entlang der Bohrerhauptschneide sowie den Wärmeeintrag in das Bauteil beim Bohren. Sie entwickelten ein analytisches Modell, basierend auf Ansätzen von Chandrasekharan und Chen [Cha-96, Che-99]. Die vorhergesagten Temperaturfelder wurden Experimenten gegenübergestellt, wobei keine allzu gute Übereinstimmung gefunden wurde. Der verwendete Ansatz eignet sich eher zur Bestimmung eingebrachter Wärmemengen und weniger zur tatsächlichen Vorhersage dominanter Wärmequellen am Bohrwerkzeug, da die Temperaturen in erheblichem Abstand vom Bohrwerkzeug entfernt gemessen werden [Bon-02]. Saxena arbeitete wie Bono mit de Vries zusammen und stellte ein dreidimensionales Modell zur Vorhersage des Temperaturfeldes beim Bohren auf. Mittels der Methode finiter Differenzen wurde dabei von einem analytisch

berechneten Temperaturfeld auf die Temperaturen an der Bohrerschneide zurückgerechnet [Sax-71].

Agapiou entwickelte ein analytisches Modell zur Vorhersage der Temperaturen und Wärmeströme an der Bohrerschneide. Der Vergleich mit anderen analytischen Modellen zeigte eine Verbesserung hinsichtlich der Übereinstimmung mit experimentellen Ergebnissen. Allerdings traten auch bei dem neu entwickelten Modell erhebliche Abweichungen auf [Aga-90, Aga-90_2].

Für das Bohren des Stahls C45E untersuchte Risse den Einfluss des Werkzeugdurchmessers und der Schneidkantenverrundung auf die Zerspankräfte und -temperaturen sowie die umgesetzte Energie [Ris-06]. Hierfür entwickelte er auf Basis von Analogieversuchen ein Modell, welches die thermische und mechanische Belastung des Bohrers repräsentiert. Mit Hilfe des Modells wurden unter Nutzung des Programms DEFORM 3D die Kräfte, Momente und Temperaturen beim Bohren berechnet, wobei eine gute Übereinstimmung mit experimentellen Ergebnissen erzielt werden konnte.

Weinert und Biermann modellierten den Prozess des Bohrens und des Gewindeschneidens von faserverstärkten Aluminiumprofilen mittels eines abstrahierten Modells [Wei-06, Bie-10]. Dabei wurden für das Bohren experimentell gemessene Kräfte zur Modellierung einer repräsentativen Belastung durch die Schneidkante in Form einer Linie von Knoten verwendet. Mit der Element-Death-Option der Software ANSYS wurde der Materialabtrag idealisiert abgebildet. Die berechneten Temperaturen in der Bohrungswand zeigten eine gute Übereinstimmung. Ein weiterer Ansatz von Weinert und Grünert sah vor, eine Wärmequelle in eine bereits bestehende Bohrung einzuführen und die resultierende thermische Belastung des Bauteils zu berechnen [Wei-07]. Mittels einer parametrisierten Wärmequelle wurde außerdem der Wärmeeintrag beim Bohren der Aluminiumlegierung AlMgSi1 simuliert [Wei-06_3, Wei-06_4]. Hierfür wurden zunächst Temperaturen und Kräfte in Bohrversuchen ermittelt und anschließend mit einer sich bewegenden, ringförmigen Wärmequelle in einer FE-Simulation auf eine Bohrungswand aufgebracht und die resultierenden Wärmeströme berechnet.

Tai et al. entwickelten unter Nutzung des FE-Programmes ABAQUS ein dreidimensionales Modell, welches den Wärmetransport des Bohrprozesses beschreibt und untersuchten damit die Temperaturverteilung im Bauteil sowie dadurch resultierende Verzüge [Tai-12]. Dabei wurde in eine bereits modellierte Bohrung ein Modell des Bohrwerkzeugs eingeführt, welches die thermische Belastung repräsentiert und diese an die Bohrungswand abgibt. Die Modellierung

der Bohrerspitze erfolgte dabei als Kegel ohne detaillierte Betrachtung der Schneiden, wobei der Werkzeugschaft als Zylinder abgebildet wurde. Die Berechnung der Bauteilverzüge erfolgte aufgrund des Rechenaufwands in einer separaten Rechnung und zeigte eine Abweichung von ca. 20 %.

Schmier untersuchte den Einfluss der Bohrbearbeitung auf die resultierenden Bohrungsrandzonen und deren Einfluss auf Folgeprozesse mittels Experimente [Sch-04]. Darauf aufbauend berechnete er die Prozesskräfte sowie Zerspanntemperaturen und schätzte damit die in das Bauteil eingebrachte Energie ab. Dabei wurden die Einflüsse der Form der Schneidkante, der Querschneide, der Schneidkantenfase, der Schneidkantenverrundung sowie des Freiflächenverschleißes detailliert betrachtet und im mathematischen Modell des Kernlochbohrers berücksichtigt.

Shen et al. entwickelten ein FE-Modell zur Vorhersage dreidimensionaler Temperaturfelder auf der Bohrerfreifläche [She-97]. Dabei wurde festgestellt, dass die Parameter Vorschub, Schnittgeschwindigkeit und der Spitzenwinkel des Bohrers die Zerspanntemperaturen in hohem Maße beeinflussen.

Müller führte Temperaturmessungen mit einem selbst entwickelten Zweifarbenpyrometer beim Drehen durch und validierte damit sein zweidimensionales Spanbildungsmodell für den Stahl C45. Das die Wärmequellen beschreibende Modell berücksichtigt dabei die Leistungen der primären Scherzone, der Reibzone an der Freifläche sowie der Scherzone in der Werkstückrandzone. Auf Basis der berechneten Temperaturfelder trifft Müller eine Aussage über mögliche Phasenumwandlungen in der Bauteilrandzone. Diese werden allerdings nicht berechnet oder anhand experimenteller Versuche belegt [Mül-04_2].

Zwischenfazit zur Modellierung von thermo-mechanischen Lastkollektiven beim Bohren

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass es trotz der Vielzahl an Ansätzen zur Modellierung des Bohrprozesses bisher keinen Ansatz gibt, ein thermo-mechanisches Modell zu erstellen, welches die Belastung des Bohrwerkzeugs auf die Bohrungswand detailliert beschreibt und die resultierenden mikrostrukturellen Änderungen in der Bohrungswand abbildet. Die existierenden Modelle, welche eine Spanbildung berücksichtigen, müssen zudem immer stark vereinfacht werden, um den Rechenaufwand in Grenzen zu halten. Modelle ohne Spanbildung verzichten hingegen meist gänzlich auf eine Materialentfernung, wodurch der Einfluss des Materials vor der Bohrerspitze

verloren geht und eine realitätsnahe Modellierung von prozessbedingten Beeinflussungen der Bohrungswand nur näherungsweise möglich ist.

3 Zielsetzung der Arbeit und Vorgehensweise

Da die Entstehung und Entwicklung von Gefügeumwandlungen bisher weder experimentell noch unter Zuhilfenahme von Modellansätzen eindeutig analysiert und erklärt werden konnte, hat die vorliegende Arbeit das Ziel, zerspanungsbedingte Phasenumwandlungen sowohl zweidimensional als auch dreidimensional numerisch beschreiben zu können. Hierdurch soll es möglich werden, klare Aussagen über die Ursachen, Mechanismen und Abhängigkeiten von weißen Schichten in zerspannten Randzonen von Bauteilen treffen zu können.

Hierfür soll die Kinetik der Umwandlungsvorgänge des Versuchswerkstoffs 42CrMo4 unter Berücksichtigung der Kurzzeitaustenitisierung zunächst in ein geeignetes zweidimensionales FE-Spanbildungsmodell implementiert werden. Aus diesem Grund werden im Rahmen der vorliegenden Arbeit Modellierungsansätze aus [Mio-05] auf die Zerspanungssimulation übertragen.

Um die Vorhersagegenauigkeit dieses 2D-Modells zu optimieren, soll ein Reibmodell implementiert werden, welches den Reibkoeffizienten in Abhängigkeit von der Temperatur und der Relativgeschwindigkeit beschreibt. Darüber hinaus sollen die Wärmeübergänge zwischen Werkzeug, Werkstück und Umgebung ebenfalls Abhängig von Temperatur und Werkstoffpaarung berücksichtigt werden. In einem weiteren Schritt soll ein dreidimensionales Modell des Bohrprozesses erstellt werden, welches die Prozesskinematik sowie die thermische und mechanische Belastung der Werkstückrandzone abbildet und die FE-Simulation von Phasenumwandlungen in Bohrungswänden ermöglicht. Um die Umwandlungsvorgänge möglichst genau beschreiben zu können, sollen neben der Kurzzeitaustenitisierung auch die Umwandlungsplastizität, die Umwandlungswärme und die detaillierte Zusammensetzung des resultierenden Gefüges aus Ferrit/Perlit, Martensit und Bainit und die sich hieraus ergebende Gefügehärtung berücksichtigt werden. Diese detaillierte Modellierung der Phasenumwandlungen bei der Zerspanung soll Aufschluss über die dominierenden Einflussfaktoren bei der Bildung von weißen Schichten geben.

Sowohl für die Validierung des Spanbildungsmodells als auch für die Erstellung des dreidimensionalen Bohrmodells müssen experimentelle Untersuchungen durchgeführt werden, bei welchen die resultierenden Prozesskräfte und -temperaturen messtechnisch erfasst werden. Die 2D-Simulation soll mit Hilfe von Drehversuchen im orthogonalen Schnitt abgeglichen werden. Für die Erstellung des Bohrmodells werden Bohrversuche in ringförmige Proben sowie ins Volle durchgeführt. Durch Analogiebildung können darüber hinaus die

Drehversuche sowie die Ergebnisse der zweidimensionalen Simulationen genutzt werden, um weitere Informationen zur Beschreibung der thermischen und mechanischen Belastung an der Bohrerhauptschneide zu gewinnen. Die gefertigten Werkstücke sollen außerdem verwendet werden, um die simulierten Phasenumwandlungen validieren zu können. Hierfür werden metallografische Untersuchungen wie Schliffbildanalysen und Härtemessungen durchgeführt.

Mit Hilfe des beschriebenen, mehrstufigen Vorgehens soll es möglich sein, zerspanungsbedingte Gefügeumwandlungen in der Bauteilrandzone sowohl im zweidimensionalen Fall des orthogonalen Schnitts, als auch dreidimensional beim Bohren vorhersagen und gezielt beeinflussen zu können.

4 Versuchswerkstoff und Versuchsaufbauten

Basis für die durchgeführten Untersuchungen sind experimentelle Dreh- und Bohrversuche am Vergütungsstahl 42CrMo4 im vergüteten Zustand (450 °C). Im Folgenden werden die hierfür verwendeten Versuchsaufbauten beschrieben und dargestellt, welche Zielgrößen damit ermittelt wurden.

4.1 Versuchswerkstoff

Bei dem verwendeten Versuchswerkstoff handelt es sich um den Vergütungsstahl 42CrMo4. Dieser wurde gehärtet und bei 450 °C angelassen. Hieraus resultiert das typische Gefüge vergüteter Stähle, welches in Abbildung 4-1 dargestellt ist.

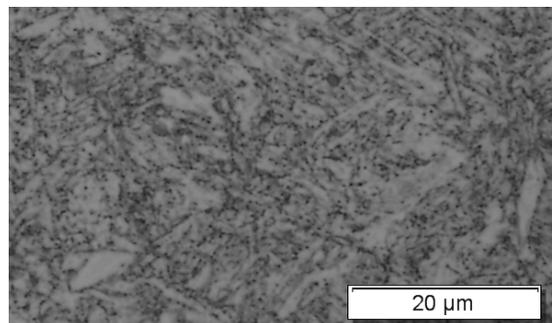


Abbildung 4-1 Lichtmikroskopische Aufnahme des Versuchswerkstoffes 42CrMo4

4.2 Versuchsaufbau Drehversuche

Die Drehversuche wurden mit zwei unterschiedlichen Zielsetzungen durchgeführt. Zum einen wurden Versuche im orthogonalen Schnitt benötigt, um das Spanbildungsmodell und dessen Ergebnisse verifizieren zu können. Zum anderen dienen die Drehversuche der Identifikation von thermischen und mechanischen Lasten in Abhängigkeit von variierten Prozess- und Werkzeugparametern. Mit Hilfe der in Kapitel 2.7 vorgestellten Zusammenhänge zwischen Dreh- und Bohrprozess, wie der Annäherung von Kräften und Temperaturen entlang der Bohrerhauptschneide, soll mit den Ergebnissen der Drehversuche ein Modell zur thermo-mechanischen Beschreibung des Bohrprozesses aufgebaut werden, ähnlich den Modellen von Risse, Müller und Weinert [Ris-06, Mül-04, Wei-06].

Versuchsproben

Für die Drehversuche im orthogonalen Schnitt wurden zylinderförmige Proben aus dem vergüteten 42CrMo4 mit einem Einstechwerkzeug so präpariert, dass pro Probe 20 Stege mit einer Breite von 1,5 mm zur Bearbeitung im orthogonalen Schnitt zur Verfügung stehen. Abbildung 4-2 zeigt eine technische Zeichnung sowie ein Foto der verwendeten Proben.

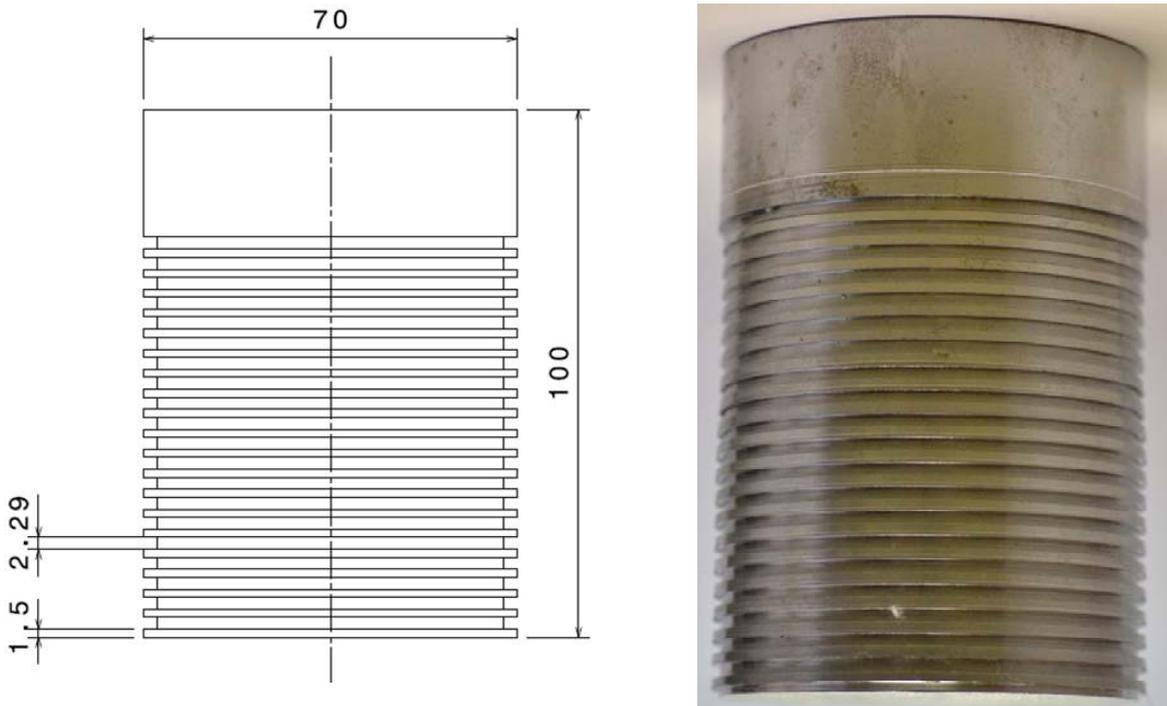


Abbildung 4-2 Probengeometrie für die Drehversuche im orthogonalen Schnitt

Versuchsmaschine

Für die Drehversuche wurde eine Vertikaldrehmaschine vom Typ INDEX V100 mit parallelkinematischen Achsen verwendet.

Die technischen Daten der Maschine können Tabelle 4-1 entnommen werden.

Maximale Drehzahl	10.000 1/min
Leistung bei 100 % ED	10,5 kW
Drehmoment bei 100 % ED	50 Nm
Durchmesser Futter	130 mm
Abmessungen des Arbeitsraums	1700 mm x 3000 mm x 2400 mm

Tabelle 4-1 Technische Daten der Vertikaldrehmaschine Index V100

Versuchswerkzeuge

Zum Einsatz kamen unbeschichtete, rhombische Wendeschneidplatten aus Hartmetall mit einem Schneidkantenradius von 30 μm der Firma Walter. Die genauen Spezifikationen können der folgenden Tabelle 4-2 sowie Abbildung 4-3 entnommen werden.

Schneidstoff	Hartmetall (unbeschichtet)
Herstellerbezeichnung	P8CC-6090173/WKM CCMW120404
Freiwinkel α , Keilwinkel β	7°, 83°
Schneidkantenradius	0,4 mm
Schneidkantenlänge	12,1 mm
Schneidkantenverrundung	30 μm

Tabelle 4-2 Technische Daten der Wendeschneidplatte CCMW120404

Um eine Variation des Spanwinkels durchzuführen, wurde eine in Abbildung 4-4 dargestellte Vorrichtung verwendet, die es erlaubt, den Drehstahlhalter in der Horizontalen um einen definierten Winkel zu verdrehen. Dadurch konnten Spanwinkel zwischen -5° und $+5^\circ$ realisiert werden. Zusätzlich wurde der Drehstahlhalter so geneigt, dass die Schneidkante der Drehschneidplatte orthogonal zu den abzdrehenden Stegen ausgerichtet werden konnte.

Temperaturmessung

Die Temperaturen wurden mit Hilfe eines faseroptischen Zweifarbenpyrometers vom Typ Fire-II gemessen. Zur Erfassung der Zerspantemperaturen wurden mittels Mikrofunkenerosion Bohrungen mit einem Durchmesser von 0,3 mm von der Rückseite zur Spanfläche des Werkzeugs eingebracht. Abbildung 4-3 zeigt die präparierte Wendeschneidplatte.

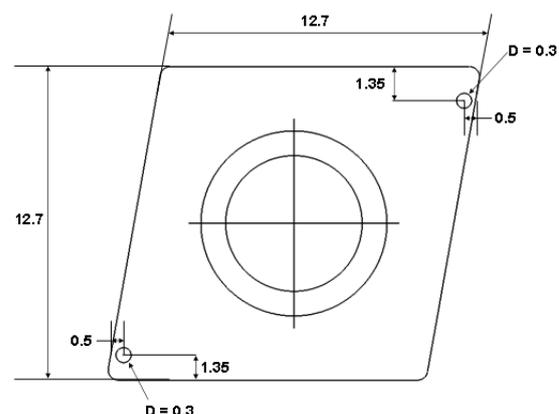
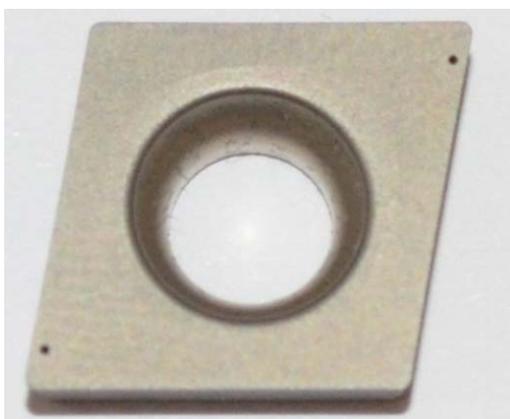


Abbildung 4-3 Wendeschneidplatte mit erodierter Bohrung für die Temperaturmessung (links); technische Zeichnung mit Maßen (mm) (rechts)

Durch die erodierte Bohrung wurde eine Glasfaser mit einem Durchmesser von 0,1 mm geführt, um die bei der Zerspaltung auftretende Wärmestrahlung an der Spanunterseite zum Pyrometer zu leiten.

Kraftmessung

Bei der verwendeten Kraftmessplattform handelt es sich um ein Fabrikat der Bauart 9256 der Firma KISTLER.

Abbildung 4-4 zeigt den Versuchsaufbau für die Drehversuche im orthogonalen Schnitt.

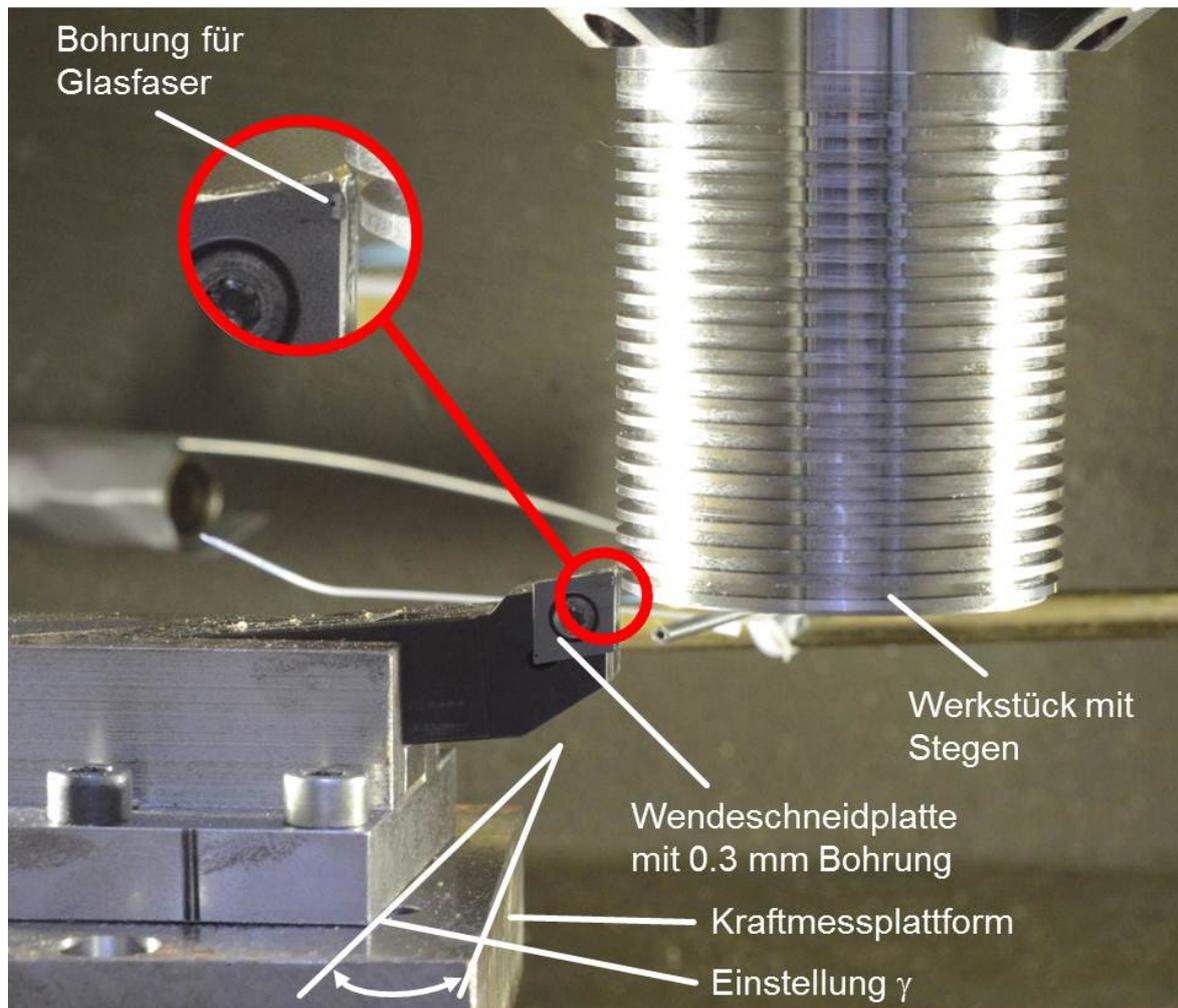


Abbildung 4-4 Versuchsaufbau Drehversuche

Zur besseren Darstellung wurde der Bereich der Schneidkante mit der präparierten Bohrung für die Glasfaser in Abbildung 4-4 vergrößert dargestellt. Im Prozess fließt der Span über die dargestellte Spanfläche der Wendeschneidplatte ab und die Temperaturen können mit dem angeschlossenen Pyrometer gemessen werden. Es ist außerdem zu erkennen, dass die Vorrichtung mit dem Drehstahlhalter etwas verdreht zur darunter

liegenden Kraftmessplattform angebracht ist, da im abgebildeten Versuch ein positiver Spanwinkel von 5° eingestellt wurde.

Metallografische Untersuchungen

Zusätzlich zu den Proben mit dem Durchmesser $D = 70$ mm wurden Versuche mit kleineren Probendurchmessern ($D = 30$ mm) durchgeführt. Die bearbeiteten Stege wurden im Anschluss an die Versuche abgetrennt, um die gebildete Randschicht mittels metallographischer Methoden zu untersuchen. Hierfür eigneten sich die kleineren Proben besser, da komplette Scheiben des Werkstücks präpariert, eingebettet und untersucht werden konnten, wodurch ausgeschlossen werden konnte, dass sich bestimmte Randschichtmodifikationen wie weiße Schichten oder Neuhärtezonen auf kleine Bereiche der Probe beschränken. Abbildung 2-1 zeigt eine abgetrennte Scheibe der Werkstückprobe, die für die metallographischen Untersuchungen vorbereitet wurde sowie die Aufnahme eines präparierten Segments des Scheibenumfangs.

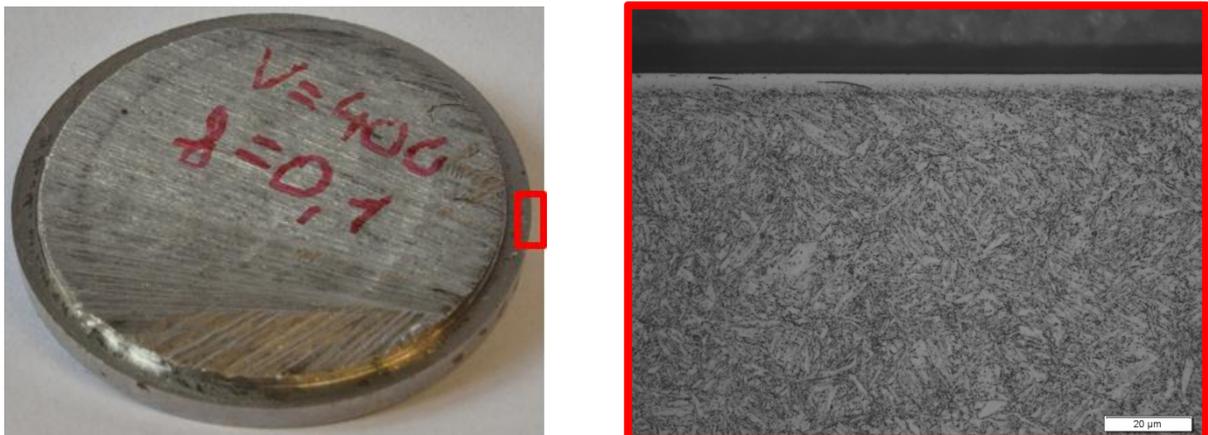


Abbildung 4-5 Abgetrennte Scheibe der Probe mit $d = 30$ mm mit bearbeitetem Steg (links) und Schlibfbild eines Stegsegments (rechts)

Durch das Zurückfahren des Drehwerkzeugs am Ende eines Bearbeitungsvorgangs kommt es prozessbedingt zu einer Abnahme der Spannungsdicke. Durch die Wahl großer Probendurchmesser, Zurückfahren im Eilgang und weiterer Werkstückrotation wurde versucht, diesen Effekt so gering wie möglich zu halten. Prozessbedingt werden die Proben bei einem Versuchslauf mehrfach überdreht. Hierdurch kann es zu einer Vorbeeinflussung des Werkstücks kommen, welche nicht ausgeschlossen werden kann. Dies gilt es bei der späteren Interpretation der Simulationsergebnisse zu beachten. Die mikroskopische Begutachtung der resultierenden Randschichten ergab ein jeweils homogenes Bild. Die mit variierten Prozessparametern erzeugten

Probenrandzonen weisen zudem klare Unterschiede auf, welche eindeutig auf die unterschiedlichen Prozessparameter zurückzuführen sind. Es ist demnach davon auszugehen, dass die Spannungsdickenabnahme nur einen geringen Einfluss auf das Endergebnis hat.

4.3 Versuchsaufbauten Bohrversuche

Um die bei den Drehversuchen ermittelten Ergebnisse mittels Analogiebildung auf das Bohren zu übertragen und somit auch für den Aufbau des dreidimensionalen Bohrmodells nutzen zu können, wurden sogenannte Ringspanversuche durchgeführt. Hierfür wurden Ringe unterschiedlichen Durchmessers mit einem Bohrwerkzeug aufgebohrt und die resultierenden Temperaturen und Kräfte messtechnisch erfasst. Durch die Bearbeitung dieser Ringe kommt die Bohrerhauptschneide nur abschnittsweise in Eingriff. Hierdurch ist es möglich, die gemessenen Kräfte und Temperaturen den einzelnen Abschnitten der Bohrerhauptschneide zuzuordnen, was im Folgenden genauer beschrieben wird.

4.3.1 Bohrwerkzeuge

Im Rahmen der Bohrversuche wurde immer der gleiche Bohrertyp (Walter ALPHA4) mit einem Durchmesser von 12 mm verwendet. Allerdings wurden Werkzeuge mit verschiedenartigen Schneidenfeingeometrien verwendet. So wurden die Ringspanversuche sowohl ohne (VS) als auch mit einem angeschliffenen Radius (VR) durchgeführt, um zu untersuchen, welche Änderungen der Temperaturen und Kräfte sich durch einen Radiusanschliff ergeben. Für die Bohrversuche ins Volle wurde ausschließlich der Bohrer ohne Radiusanschliff verwendet, da aufgrund des extensiven Werkzeugverschleißes möglichst scharfe Werkzeuge zum Einsatz kommen sollten. Der Werkzeugverschleiß wurde im Rahmen der Arbeit nicht berücksichtigt, da immer von arbeitsscharfen Werkzeugen ausgegangen wurde. Die verwendeten Bohrwerkzeuge sind in Abbildung 4-6 dargestellt.

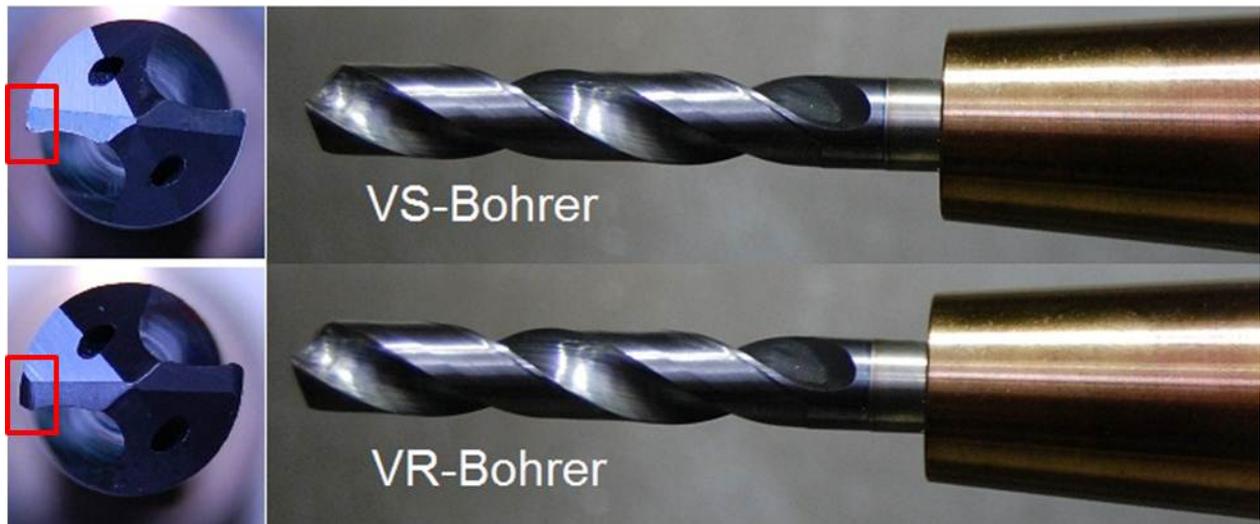


Abbildung 4-6 Verwendete Bohrwerkzeuge ohne (VS; oben) und mit Radiusanschliff (VR; unten)

Aus dem linken Bereich von Abbildung 4-6 wird der Unterschied der beiden Schneidengeometrien deutlich. So kann der Radiusanschliff im unteren linken Bild klar erkannt werden, während die Schneide im oberen Bild bis zur Schneidecke durchgezogen ist.

Die vollständigen Daten der verwendeten Bohrer können Tabelle 4-3 entnommen werden.

Durchmesser d	12 mm
Baulänge DIN6537L	5xd
Spitzenwinkel σ_s	140°
Radius (Typ VR)	1,5 mm
Schneidstoff	Feinstkornhartmetall K30F, 10 % Co
Beschichtung	TiAlN Multilayer

Tabelle 4-3 Spezifikationen der verwendeten Bohrwerkzeuge

4.3.2 Ringspanversuche

Für die Temperatur- und Kraftannäherung durch die Ringspanversuche wurden drei charakteristische Punkte der Bohrerhauptschneide gewählt. Dies sind die Schneidecke (a), die Mitte der Hauptschneide (b) und der Übergang von Haupt- zu Querschneide (c). Durch Messung der Temperaturen an diesen Punkten der Bohrerhauptschneide wurde der Temperaturverlauf entlang der Werkzeugschneide bestimmt, welcher für die spätere thermische Modellierung

benötigt wurde. Abbildung 4-7 zeigt die Frontansicht des Bohrwerkzeugs und die drei charakteristischen Punkte.

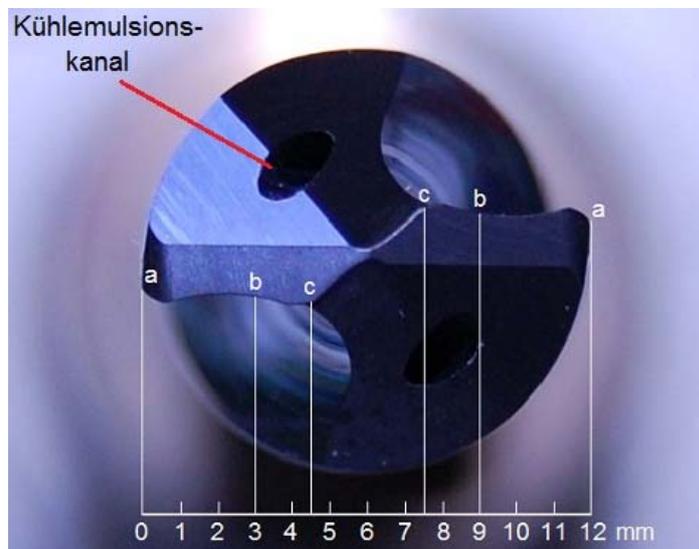


Abbildung 4-7 Bohrwerkzeug (VR) mit den ausgewählten Punkten für die Temperaturmessung (a, b, c)

Um während des Bohrprozesses die Temperaturen in der Prozesszone messen zu können, wurden drei Ringe mit an die Messpunkte angepassten Durchmessern so präpariert, dass eine Glasfaser zur Temperaturerfassung in das Werkstück eingebracht werden konnte. Abbildung 4-8 zeigt die verwendeten Ringe mit Bohrungen zur Aufnahme der lichtleitenden Glasfaser. Mit Hilfe der Glasfaser (Durchmesser $d = 0,6 \text{ mm}$) wird die vom Bohrwerkzeug emittierte Wärmestrahlung zum verwendeten Zweifarben-Quotienten-Pyrometer (Typ Fire II) geleitet, wodurch die Temperaturen an den jeweiligen Messpunkten ermittelt werden können. Auch hier kam das Pyrometer zur Temperaturmessung zum Einsatz, da hohe Temperaturen und eine prozessbedingt hohe Dynamik zu erwarten waren. Das macht das Pyrometer zum Mittel der Wahl, wie auch schon der Ansatz von Ueda zeigte [Ued-07].

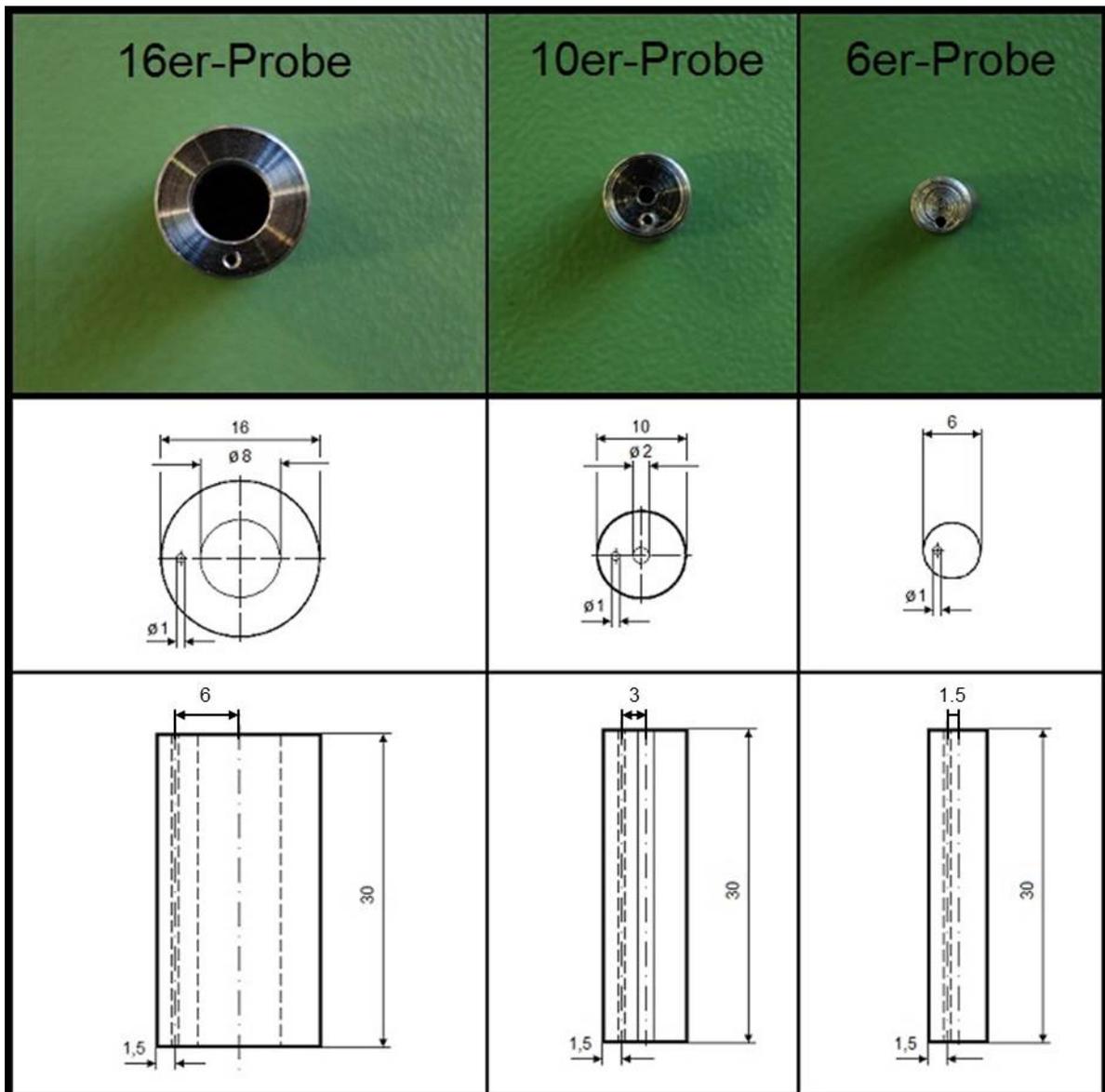


Abbildung 4-8 Proben für Ringspanversuche mit Bohrung zur Aufnahme der Glasfaser

Die obere Zeile von Abbildung 4-8 zeigt Fotografien der verwendeten Werkstückproben in der Vorderansicht, welche in der zweiten Zeile in Form von technischen Zeichnungen dargestellt sind. Die dritte Zeile zeigt die seitliche, radiale Ansicht der Proben für die Ringspanversuche. Deutlich erkennbar sind die Bohrungen zur Einbringung des Strahlungsleiters parallel zur späteren Bohrbearbeitung. Die Position der Bohrungen für die Temperaturmessungen sind dabei so gewählt, dass der jeweilige Messfleck einem definierten Punkt auf der Bohrerhauptschneide mit dem Abstand $r = 1,5$ mm, $r = 3$ mm und $r = 6$ mm von der Bohrerachse entspricht. Für die Messung wird das Glasfaserende so tief in den Kanal eingeführt, dass im Versuch die jeweilige Bohrtiefe realisiert werden kann, ohne die Glasfaser zu beschädigen. Zuvor wurde in

Kalibrierungsversuchen untersucht, welche Mindestabstände in Verbindung mit Einstellungen der Messsoftware zu den genauesten Ergebnissen führen. Auf Basis dieser Kalibrierungsmaßnahmen wurde für die Bohrexperimente ein Abstand von 3 mm ermittelt. Um die Glasfaser in der Probe im richtigen Abstand zu fixieren wurde der Strahlungsleiter mit Hilfe eines Klebebandes an der Probe fixiert. Abbildung 4-9 zeigt beispielhaft eine präparierte Werkstückprobe mit Außendurchmesser 16 mm.

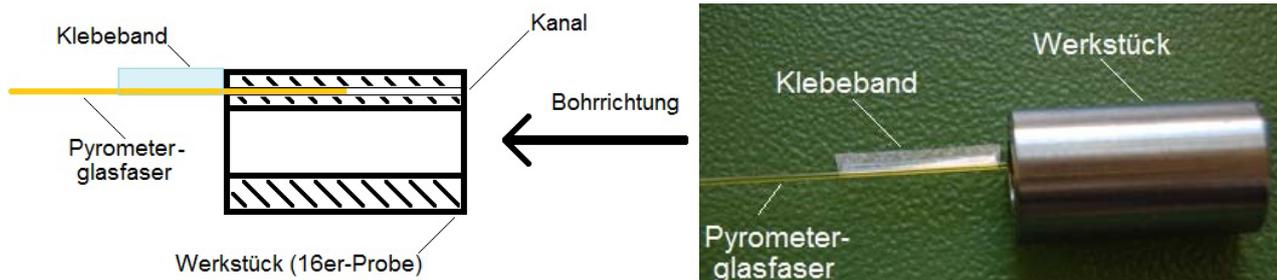


Abbildung 4-9 Präpariertes Werkstück für Ringspanversuche mit eingebrachter und fixierter Glasfaser

Bei einer Probenlänge von 30 mm ergibt sich bei einer Bohrtiefe von 12 mm somit eine Eindringtiefe der Glasfaser von 15 mm. Nach Einbringen und Fixieren der Glasfaser wird die Werkstückprobe mit Hilfe einer Spannzange eingespannt, wobei die Glasfaser hinten aus der Einspannung und damit aus dem Maschinenraum zum Pyrometer geführt werden kann. Die kleinsten in Abbildung 4-8 dargestellten Proben ($D = 6 \text{ mm}$) wurden zusätzlich verwendet, um die Temperatur an der Bohrspitze zu erfassen. Hierzu wurden die Bohrungen für die Temperaturmessung jeweils im Mittelpunkt des Probendurchmessers eingebracht. Abbildung 4-10 zeigt den Versuchsaufbau für die Ringspanversuche mit eingespanntem Werkstück.

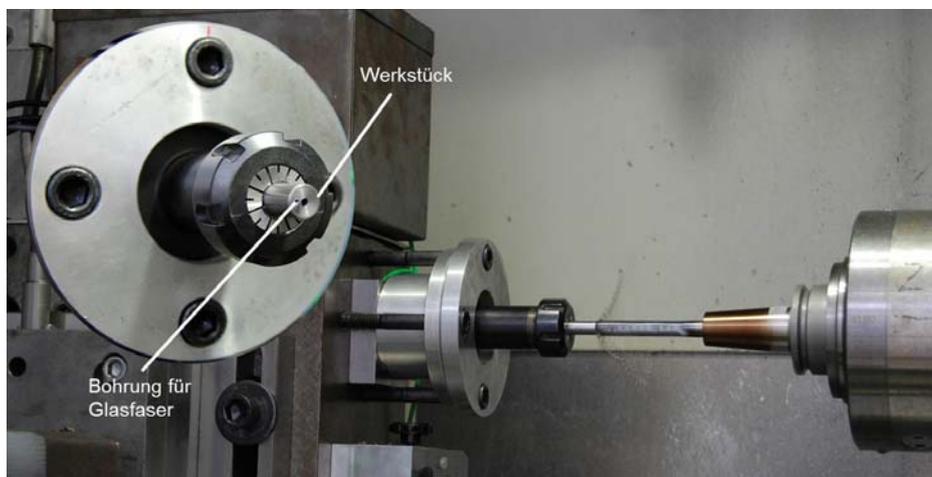


Abbildung 4-10 Versuchsaufbau für die Ringspanversuche

Neben der Messung der Prozesstemperaturen wurden auch das am Bohrwerkzeug auftretende Moment sowie die Vorschubkraft mit Hilfe eines rotierenden Schnittkraftdynamometers vom Typ KISTLER 9125A gemessen. Das Dynamometer ist auf der Aufnahme des Bohrprozesses in Abbildung 4-10 allerdings nicht zu sehen, da nicht alle Versuche mit paralleler Kraftmessung durchgeführt wurden, um zusätzliche Einflüsse auf den Prozess und die Temperaturmessung durch das Messsystem ausschließen zu können.

Der beschriebene Versuchsaufbau wurde in ein Bearbeitungszentrum vom Typ Heller MC 16 integriert, welches mit einer Siemens Sinumerik Steuerung 840D ausgestattet ist (Abbildung 4-11).



Abbildung 4-11 Bearbeitungszentrum Heller MC 16

Die technischen Daten der Werkzeugmaschine können Tabelle 4-4 entnommen werden.

Arbeitsbereich	
Aufspannfläche	400 x 500 mm
Tischbelastung	500 kg
Achswerte [mm]	X/Y/Z: 630/630/630
Geschwindigkeiten und Kräfte	
Max. Vorschub X-, Y-, Z-Achse	40000 mm/min
Max. Vorschubkraft X-Achse	10600 N
Max. Vorschubkraft Y-Achse	19000 N
Max. Vorschubkraft Z-Achse	10600 N
Arbeitsspindel	
Leistung Hauptspindel	48 kW
Drehzahlbereich	45-16000 1/min
Drehmoment	143 Nm
Spindeldurchmesser	80 mm
Werkzeugaufnahme	HSK 63, Spannzange

Tabelle 4-4 Technische Daten BAZ Heller MC 16

4.3.3 Bohren ins Volle

Neben den Ringspanversuchen wurden Versuche zum Bohren ins Volle durchgeführt, um einerseits weitere Informationen für den Aufbau des thermo-mechanischen Lastmodells des Bohrprozesses zu gewinnen, andererseits sollten mit Hilfe dieser Versuche die dreidimensionalen FE-Rechnungen validiert werden. Im Rahmen dieser Versuche wurden deshalb Temperaturen mit dem Pyrometer im Inneren und mit Hilfe der Thermografie auf der Außenfläche des Werkstücks gemessen. Hierfür wurde ein massives Bauteil verwendet, in welches im Versuch eine Bohrung eingebracht wurde. Abbildung 4-12 zeigt das Bauteil mit fertiggestellter Bohrung (links) und als technische Zeichnung (rechts).

Bei dem verwendeten Bohrwerkzeugtyp handelt es sich um den in Abbildung 4-6 dargestellten Bohrer ohne Radiusanschleiff.

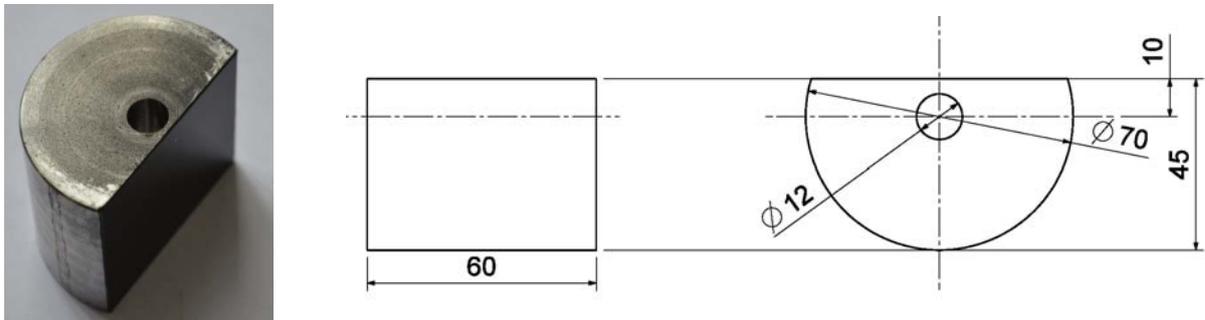


Abbildung 4-12 Versuchskörper für die Bohrversuche ins Volle nach der Bearbeitung

Die ursprünglich zylinderförmigen Probenzuschnitte wurden mit einer flachen Seitenfläche versehen, um die Entwicklung des sich durch den Prozess einstellenden Temperaturfeldes auf der Oberfläche der Probe mit Hilfe der Thermografie beobachten und analysieren zu können. Um mögliche Fehler durch äußere Einflüsse so gering wie möglich zu halten und den Emissionsgrad eines nahezu schwarzen Strahler zu ermöglichen, wurde die abgeflachte Seite des Werkstücks mit einem matten schwarzen Lack präpariert. Um Wärmeleitungsvorgänge vom Probenbauteil in die Werkstückaufspannung zu verhindern, wurden Werkstück und Aufspannungsvorrichtung mit Hilfe von Pertinaxplatten thermisch entkoppelt. Abbildung 4-13 zeigt den Versuchsaufbau für die Bohrversuche zum Bohren ins Volle, welche ebenfalls auf dem bereits beschriebenen Bearbeitungszentrum Heller MC 16 durchgeführt wurden.

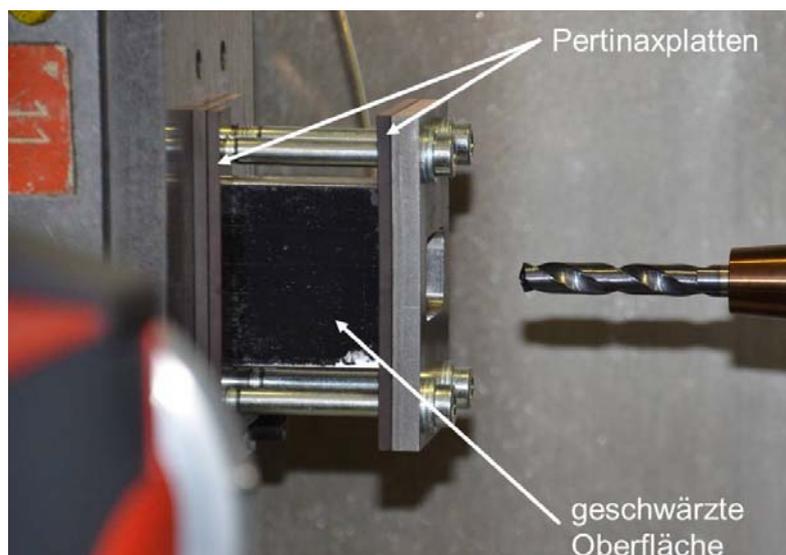


Abbildung 4-13 Versuchsaufbau zum Bohren ins Volle

Wie in Abbildung 4-13 dargestellt, wurde das Bauteil über seine Stirnflächen eingespannt. Für die Bohrbearbeitung wurde in der vorderen Klemmplatte nur eine kleine Aussparung vorgesehen, die Thermografiekamera wurde senkrecht auf die geschwärmte Oberfläche des Werkstücks ausgerichtet.

Neben der Analyse des Temperaturfeldes auf der Seitenfläche des Werkstücks wurden die resultierenden Kräfte mit Hilfe einer Kraftmessplattform vom Typ KISTLER 9255 gemessen. Durch einfaches Umrechnen konnten damit das auftretende Bohrmoment und die Vorschubkraft ermittelt werden. Darüber hinaus wurden entlang des Bohrweges vier radiale Bohrungen in das Werkstück eingebracht, in welche wieder die Glasfaser zur Temperaturmessung mittels Pyrometrie eingeführt wurde. Hiermit konnte die Temperatur des Bohrwerkzeugs in vier unterschiedlichen Tiefen der Bohrung gemessen werden. Abbildung 4-14 stellt die prinzipielle Anordnung der Messmittel Thermografie und Pyrometrie für die Versuche beim Bohren ins Volle dar.

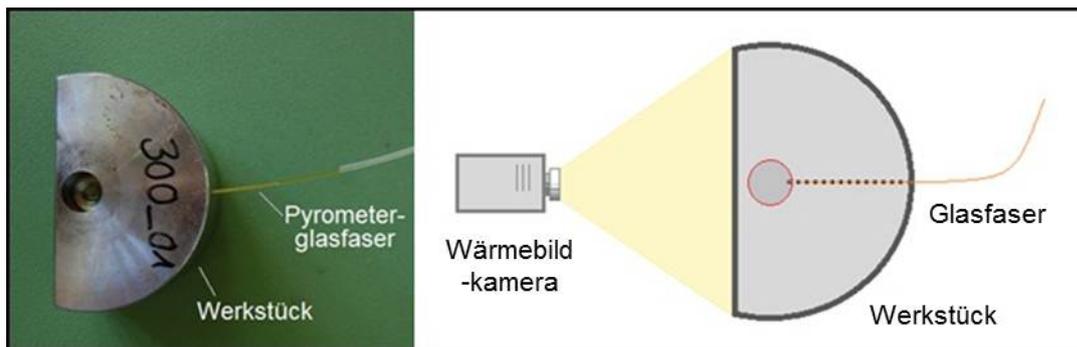


Abbildung 4-14 Anordnung zur Temperaturmessung beim Bohren ins Volle

Für die Thermografieaufnahmen wurde das Hochgeschwindigkeits-Thermografiesystem Imager3300 der Firma InfraTec verwendet. Die seitlichen Temperaturmessungen wurden mit dem bereits erwähnten Pyrometer vom Typ Fire II durchgeführt. Die Bohrtiefe betrug $2 \times D = 24 \text{ mm}$, die seitliche Temperaturmessung wurde an folgenden Punkten entlang der Bohrung durchgeführt:

Position	1	2	3	4
Abstand zur Oberfläche (mm)	6	12	18	24

Tabelle 4-5 Messpunkte zur seitlichen Temperaturmessung mittels Pyrometrie

Die Messpositionen (1-4) sind in Abbildung 4-15 skizziert.

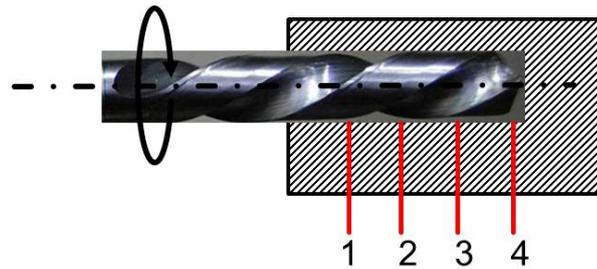


Abbildung 4-15 Positionen zur seitlichen Temperaturmessung

Abbildung 4-16 zeigt den kompletten Versuchsaufbau mit den eingesetzten Messmitteln zur Temperatur- und Kraftmessung beim Bohren ins Volle, welcher im Bearbeitungszentrum verwendet wurde.

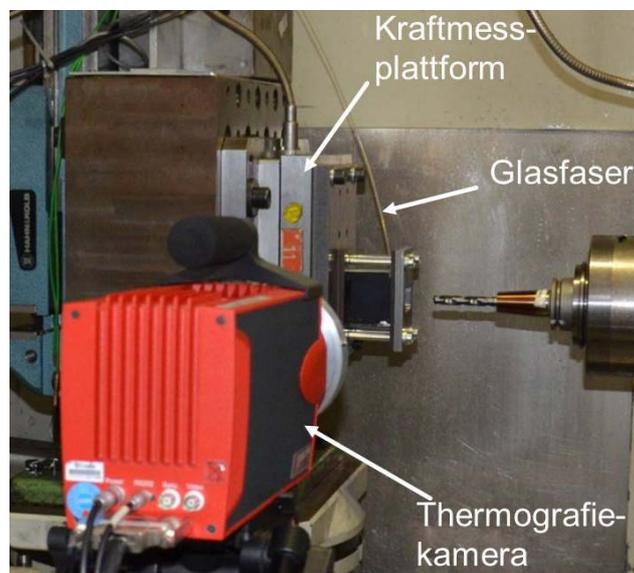


Abbildung 4-16 Versuchsaufbau zum Bohren ins Volle mit Thermografiekamera und Pyrometermessung

Alle aufgenommenen Messsignale wurden mit Hilfe zweier Messrechner und jeweils spezieller Anwendungen erfasst und in entsprechende Temperaturen und Kräfte umgerechnet. Für die Bilder der Wärmebildkamera wurden die Softwarepakete *IRBIS online Image IR* zur digitalen Erfassung sowie *IRBIS professional* zur Auswertung verwendet. Software und Messrechner sind dabei feste Bestandteile des verwendeten Thermografiesystems. Die Erfassung, Umrechnung und Auswertung der Messsignale des Pyrometers sowie der Kraftmessplattform konnten auf einem normalen Messrechner auf MS-Windows-Basis durchgeführt werden. Die Pyrometerdaten wurden dabei mit Hilfe der speziellen Software *wbk-Mess* analysiert, für die Kraftmesssignale kam das Programm *DasyLab 9.0* zum Einsatz. Über entsprechende Triggersignale des verwendeten Bearbeitungszentrums konnte die Bedienung der Messapparatur effizient und einfach gestaltet werden.

5 Untersuchungen am Analogieprozess Drehen

5.1 Parametervariationen (v_c , f , γ)

Im Rahmen der Drehversuche wurden die Schnittgeschwindigkeit, der Vorschub und der Spanwinkel variiert. Da es sich um einen orthogonalen Schnitt handelt, entspricht der Vorschub dabei der Spanungsdicke. Die Schnittgeschwindigkeit wurde von 75 m/min bis 400 m/min und der Vorschub von 0,05 mm bis 0,15 mm variiert. Der Spanwinkel wurde in Abhängigkeit von der Geometrie der verwendeten Wendeschneidplatte von -5° bis $+5^\circ$ variiert. Der Freiwinkel ändert sich analog von $+12^\circ$ bis $+2^\circ$. Der Schneidkantenradius $r_\beta = 30 \mu\text{m}$ wurde nicht variiert. Das vollständige Parameterfeld für die Drehversuche im orthogonalen Schnitt kann der folgenden Abbildung 5-1 entnommen werden.

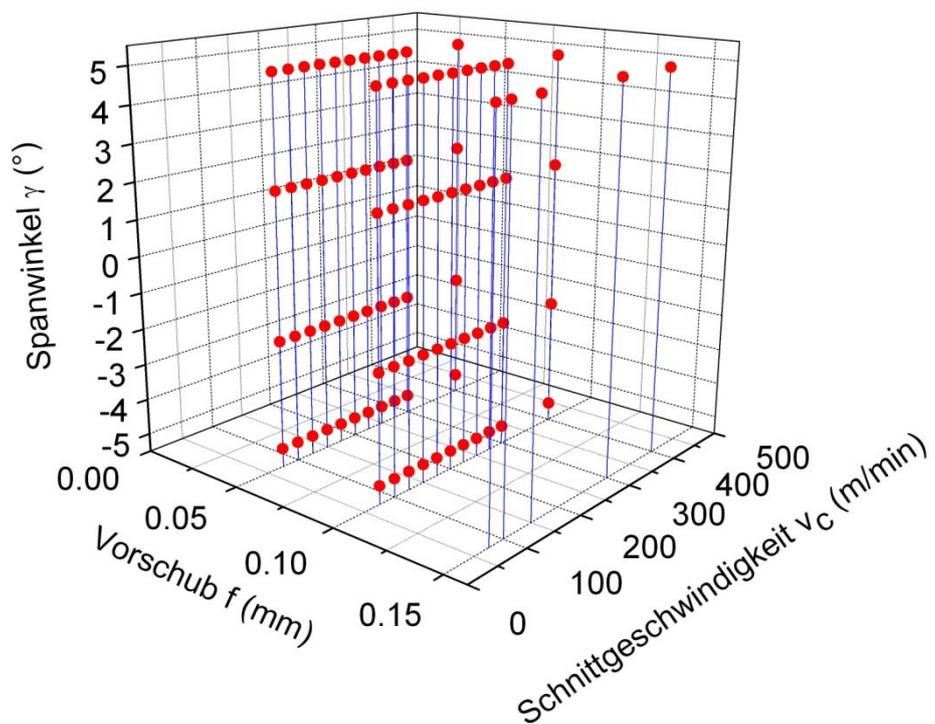


Abbildung 5-1 Parameterfeld für die Drehversuche im orthogonalen Schnitt

Die Auswahl der Parameter erfolgte in Anlehnung an die Parameter der Bohrversuche, da mit Hilfe der Drehversuche Temperaturen und Kräfte bestimmt werden sollten, welche bei gleicher Schnittgeschwindigkeit und Schnitttiefe charakteristische Punkte der Bohrerhauptschneide repräsentieren. So entsprechen 150 m/min der Geschwindigkeit in der Mitte der Bohrerhauptschneide, wenn für den Bohrversuch eine Schnittgeschwindigkeit von 300 m/min gewählt wurde.

5.1.1 Messung der Prozesskräfte

Abbildung 5-2 zeigt die mit der Kraftmessplattform gemessenen spezifischen Schnittkräfte in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit für unterschiedliche Vorschübe und Spanwinkel.

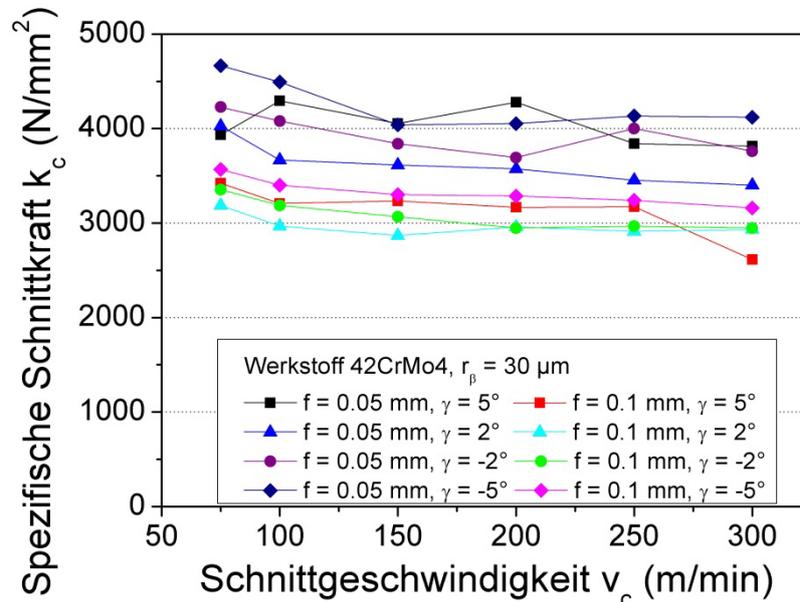


Abbildung 5-2 Spezifische Schnittkraft k_c in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit v_c , beim Drehen im orthogonalen Schnitt

Es ist zu erkennen, dass die spezifischen Schnittkräfte mit steigenden Schnittgeschwindigkeiten leicht abnehmen. Dieses Verhalten ist für alle Parameterkombinationen zu beobachten, sowohl für die beiden untersuchten Vorschübe von $f = 0,05 \text{ mm}$ und $f = 0,1 \text{ mm}$ als auch für alle variierten Spanwinkel ($\gamma = -5^\circ$, $\gamma = -2^\circ$, $\gamma = 2^\circ$ und $\gamma = 5^\circ$). Die Ergebnisse mit dem größeren Vorschub $f = 0,1 \text{ mm}$ liegen insgesamt auf einem niedrigeren Niveau als die gemessenen Kräfte für den kleineren Vorschub $f = 0,05 \text{ mm}$. Die Variation des Spanwinkels zur Berücksichtigung des Spanwinkelverlaufs entlang der Bohrerhauptschneide wirkt sich ebenfalls signifikant auf die resultierenden Kräfte am Drehwerkzeug aus. Die Abhängigkeit der spezifischen Schnittkraft vom Spanwinkel kann in Abbildung 5-2 nur schlecht nachvollzogen werden. In Abbildung 5-3 sind deshalb die spezifischen Schnittkräfte über dem variierten Spanwinkel aufgetragen. Der Vorschub beträgt dabei jeweils konstant $f = 0,05 \text{ mm}$ (links) bzw. $f = 0,1 \text{ mm}$ (rechts), die Schnittgeschwindigkeiten variieren von 75 m/min bis 300 m/min .

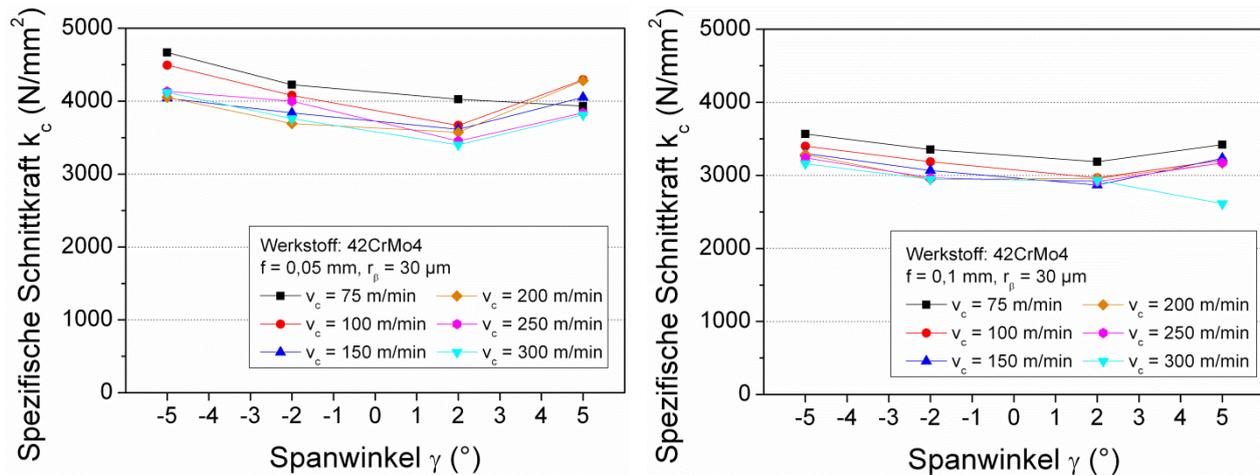


Abbildung 5-3 Spezifische Schnittkraft k_c in Abhängigkeit des Spanwinkels γ für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten v_c und die Vorschübe $f = 0,05$ mm (links) bzw. $f = 0,1$ mm (rechts) beim Drehen im orthogonalen Schnitt

Anhand von Abbildung 5-3 wird ersichtlich, dass die spezifischen Schnittkräfte vom negativen Maximalwert des Spanwinkels ($\gamma = -5^\circ$) bis zum positiven Maximalwert ($\gamma = 5^\circ$) insgesamt eine abnehmende Tendenz zeigen. Allerdings weisen nur die Parameterkombinationen $f = 0,05$ mm/ $v_c = 75$ m/min sowie $f = 0,1$ mm/ $v_c = 300$ m/min einen Schnittkraftrückgang über den gesamten, variierten Spanwinkelbereich auf. So zeigen beim Vorschub $f = 0,05$ mm die spezifischen Schnittkraftverläufe bei den weiteren untersuchten Schnittgeschwindigkeiten, mit Ausnahme des Kraftverlaufs für die niedrigste Schnittgeschwindigkeit $v_c = 75$ m/min, ein Minimum der spezifischen Schnittkraft bei einem Spanwinkel von $\gamma = 2^\circ$. Die Ergebnisse mit dem Vorschub $f = 0,1$ mm zeigen neben der Abnahme der spezifischen Schnittkräfte vom negativen zum positiven Spanwinkel ebenfalls ein erkennbares Minimum beim Spanwinkel $\gamma = 2^\circ$. Ausnahme bei diesem größeren Vorschub stellt der Kraftverlauf für die höchste Schnittgeschwindigkeit $v_c = 300$ m/min dar, welcher bis zum Spanwinkel $\gamma = 5^\circ$ weiter abfällt. Ursache für den erneuten Anstieg der Kräfte bei $\gamma = 5^\circ$ könnte Verschleiß an der Wendeschneidplatte sein, da die mit diesem Spanwinkel durchgeführten Versuche mit gegensätzlichen Reihenfolgen, d.h. <<bei $f = 0,05$ mm mit ansteigenden und bei $f = 0,1$ mm mit abnehmenden Schnittgeschwindigkeiten durchgeführt wurden. Zu Beginn der jeweiligen Versuchsreihen war demnach jeweils ein neues Werkzeug im Einsatz. Da keine Verschleißuntersuchungen durchgeführt wurden, kann hier nur von einer Vermutung ausgegangen werden.

Neben den spezifischen Schnittkräften wurden auch die auftretenden spezifischen Passivkräfte ermittelt. Diese sind ebenfalls für variierte Schnittgeschwindigkeiten, Vorschübe und Spanwinkel in Abbildung 5-4 dargestellt. Hier zeigen sich wiederum die bereits bei den spezifischen Schnittkräften festgestellten unterschiedlichen Niveaus der Kräfte entsprechend der beiden Vorschübe $f = 0,05$ mm und $f = 0,1$ mm. Wieder können über alle untersuchten Spanwinkel hinweg für den kleineren Vorschub $f = 0,05$ mm insgesamt höhere Kräfte als für den größeren Vorschub $f = 0,1$ mm festgestellt werden. Ursache ist das Verhältnis von Schneidkantenverrundung und Spannungsdicke. Hierdurch kommt es bei $f = 0,1$ mm zu einem stabileren Trennprozess, während bei $f = 0,05$ mm verstärkt Reib- und Quetschvorgänge die Zerspanungskräfte beeinflussen.

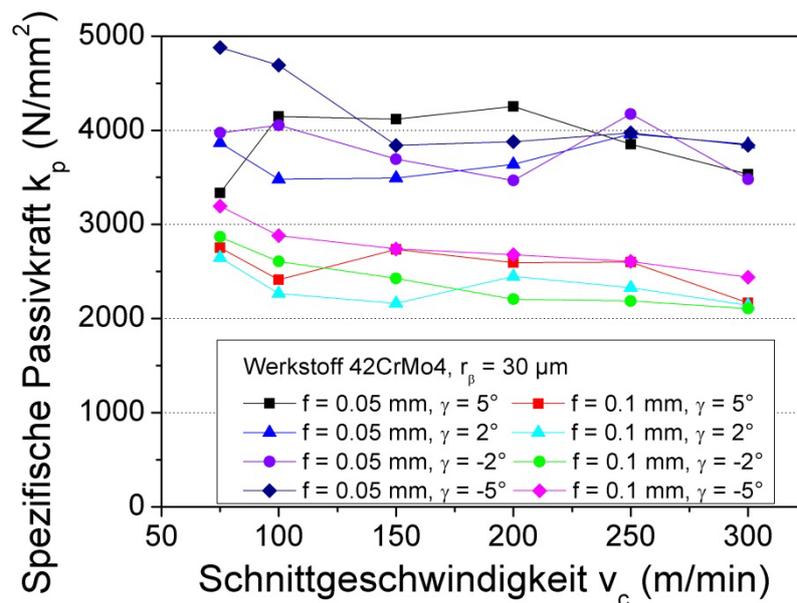


Abbildung 5-4 Spezifische Passivkraft k_p in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit v_c beim Drehen im orthogonalen Schnitt

Neben der bereits beschriebenen Differenz der spezifischen Passivkräfte durch die variierten Vorschübe, kann in Abbildung 5-4 mit steigender Schnittgeschwindigkeit eine Abnahme der gemessenen Passivkräfte festgestellt werden. Dieses Verhalten lässt sich dabei qualitativ für alle untersuchten Parameterkombinationen erkennen. Der vorschubbedingte Unterschied der gemessenen Kräfte ist bei den spezifischen Passivkräften stärker ausgeprägt als bei den spezifischen Schnittkräften in Abbildung 5-2. Die Ergebnisse mit dem größeren Vorschub $f = 0,1$ mm zeigen sowohl bei der Schnittkraft als auch bei der Passivkraft insgesamt homogenere Verläufe. Grund hierfür ist der mit steigender Schnitttiefe abnehmende Einfluss der Schneidkantenverrundung auf die Zerspanungskräfte.

Der Zusammenhang zwischen den spezifischen Passivkräften und dem variierten Spanwinkel für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten und die beiden Vorschübe $f = 0,05$ mm bzw. $f = 0,1$ mm kann Abbildung 5-5 entnommen werden.

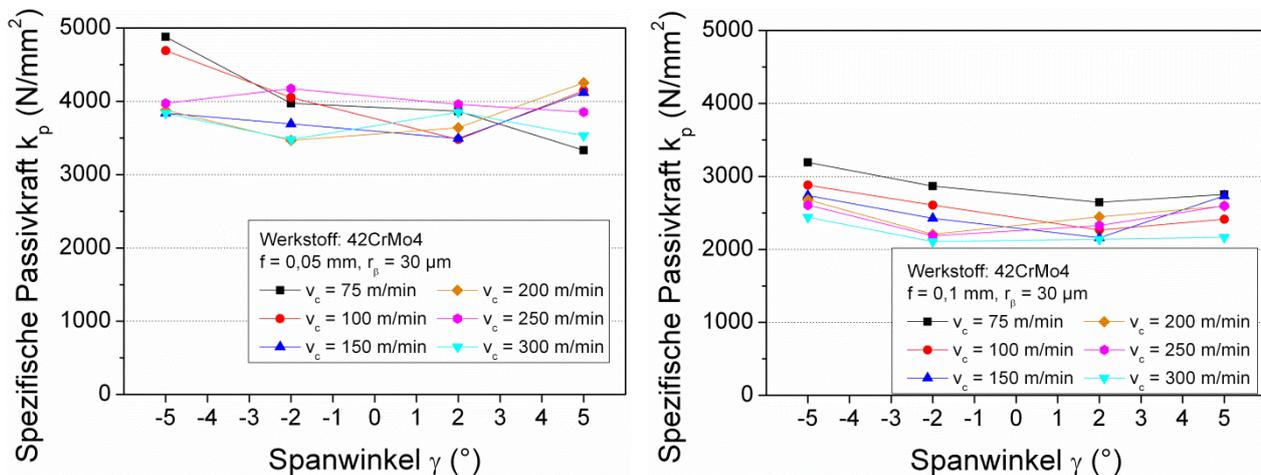


Abbildung 5-5 Spezifische Passivkraft k_p in Abhängigkeit des Spanwinkels γ für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten v_c und die Vorschübe $f = 0,05$ mm (links) bzw. $f = 0,1$ mm (rechts) beim Drehen im orthogonalen Schnitt

Die Verläufe der spezifischen Passivkräfte zeigen wie die spezifischen Schnittkräfte eine grundsätzlich abnehmende Tendenz mit steigendem Spanwinkel. Die mit dem kleinen Vorschub $f = 0,05$ mm erzielten Ergebnisse sind dabei mit einer größeren Streuung behaftet als die Verläufe des größeren Vorschubs $f = 0,1$ mm. Diese Inhomogenität konnte bei den spezifischen Schnittkräften nicht beobachtet werden. Es liegt allerdings nahe, dass insbesondere die Passivkräfte von der Geometrie und der Verrundung der Schneidkante abhängen, was die größere Streuung bei kleinem Vorschub erklärt. Durch die erhöhte Schnitttiefe bei größerem Vorschub verliert dieser Einfluss an Bedeutung, was den homogenen Verlauf der spezifischen Passivkräfte für den Vorschub $f = 0,1$ mm erklärt. Die spanwinkelabhängige Abnahme der spezifischen Passivkräfte bestätigt qualitativ die mit den FE-Simulationen erzielten Ergebnisse.

5.1.2 Messung der Zerspanungstemperaturen

Analog zu den Kräften weisen auch die an der Spanunterseite gemessenen Temperaturen eine deutliche Abhängigkeit von den Prozess- und Werkzeuggeometrieparametern auf. Abbildung 5-6 zeigt die mit dem Pyrometer gemessenen Temperaturen in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit für

die Vorschübe $f = 0,05$ mm und $f = 0,1$ mm und die vier Spanwinkelvariationen $\gamma = -5^\circ$, $\gamma = -2^\circ$, $\gamma = 2^\circ$ und $\gamma = 5^\circ$.

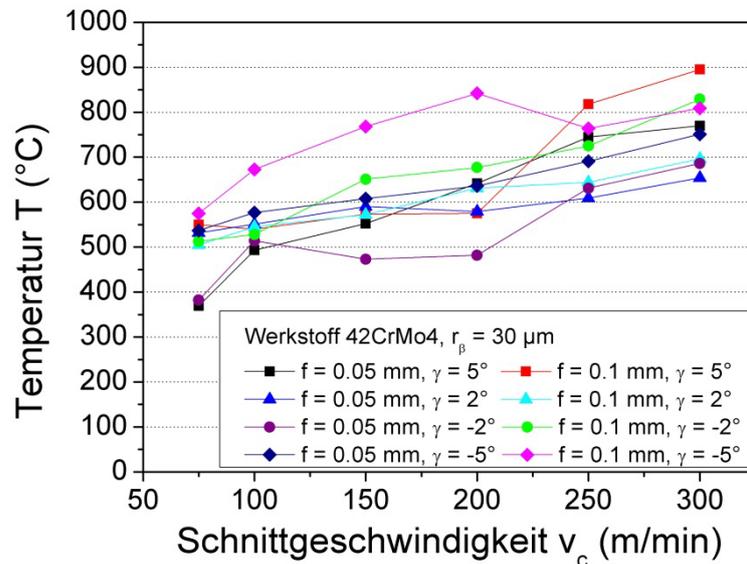


Abbildung 5-6 Zerspanungstemperatur T an der Spanunterseite in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit v_c beim Drehen im orthogonalen Schnitt

Aus Abbildung 5-6 wird ersichtlich, dass die Prozess Temperaturen mit steigenden Schnittgeschwindigkeiten deutlich zunehmen. Das gilt für alle untersuchten Vorschübe und Spanwinkel und bestätigt die Ergebnisse der zweidimensionalen Spanbildungssimulationen. Eine eindeutige Aussage bezüglich der Vorschub- und Spanwinkelabhängigkeit kann anhand von Abbildung 5-6 nicht getroffen werden. In Abbildung 5-7 sind die gemessenen Temperaturverläufe in Abhängigkeit des variierten Spanwinkels für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten und Schnitttiefen dargestellt.

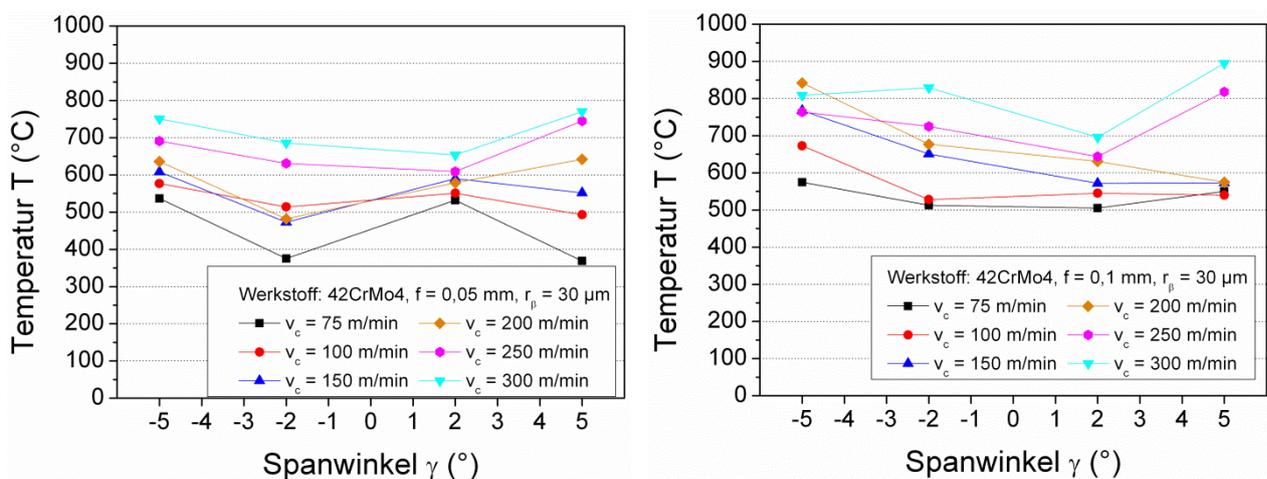


Abbildung 5-7 Zerspanungstemperatur T in Abhängigkeit des Spanwinkels γ für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten v_c und die Vorschübe $f = 0,05$ mm (links) bzw. $f = 0,1$ mm (rechts) beim Drehen im orthogonalen Schnitt

Zur besseren Übersicht werden die spanwinkelabhängigen Zerspannungstemperaturverläufe für die beiden Vorschübe $f = 0,05 \text{ mm}$ und $f = 0,1 \text{ mm}$ getrennt dargestellt. Die Ergebnisse mit dem kleinen Vorschub zeigen dabei eine insgesamt abnehmende Tendenz der Temperaturen, ausgehend vom maximalen negativen Spanwinkel von $\gamma = -5^\circ$ hin zu positiven Spanwinkeln und bestätigen damit die mit den Simulationen erzielten Ergebnisse. Allerdings kann für die gemessenen Temperaturen bei höheren Schnittgeschwindigkeiten ein erneuter Anstieg beim Anwachsen des Spanwinkels von $\gamma = 2^\circ$ auf $\gamma = 5^\circ$ festgestellt werden. Dieses Phänomen ist bei den Ergebnissen mit dem größeren Vorschub ebenfalls zu erkennen, wobei hier auch der Verlauf für die Schnittgeschwindigkeit $v_c = 200 \text{ m/min}$ von $\gamma = -5^\circ$ hin zu $\gamma = -5^\circ$ klar abnimmt.

5.1.3 Metallographische Analyse der resultierenden Bauteilrandschicht

Die bearbeiteten Werkstückproben wurden metallographisch untersucht um festzustellen, ob die Drehbearbeitung im orthogonalen Schnitt einen Einfluss auf die sich ausbildende Werkstückrandschicht hat. Wie in Abbildung 4-5 dargestellt, wurden hierfür Segmente aus den bearbeiteten Stegen der Drehproben herausgetrennt, eingebettet und geätzt. Mit Hilfe dieser Analysen können die Ergebnisse der FE-Simulationen validiert werden.

Mikroskopische Analysen

Die Untersuchung der bearbeiteten Bauteilrandschichten ergab klare Ergebnisse bezüglich der prozessbedingten Gefügeumwandlungen in der Bauteilrandschicht. Abbildung 5-8 zeigt die Oberfläche eines bearbeiteten Steges als Übersicht im Querschliff. Dabei wurde für die Drehbearbeitung eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 300 \text{ m/min}$, ein Vorschub von $f = 0,05 \text{ mm}$ sowie ein positiver Spanwinkel von $\gamma = 5^\circ$ verwendet.

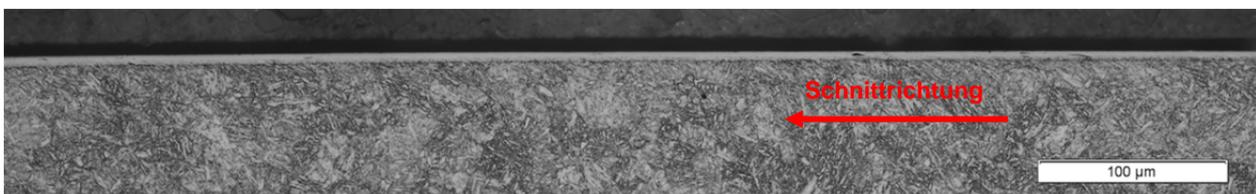


Abbildung 5-8 Querschliff eines bearbeiteten Stegsegments mit sichtbarer weißer Schicht, ($v_c = 300 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm}$, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)

In Abbildung 5-8 ist auf der Oberfläche der gedrehten Werkstückprobe eine durchgehende dünne weiße Schicht mit einer Dicke von ca. $5 \mu\text{m}$ deutlich erkennbar. Unterhalb der dünnen weißen Schicht ist das unbeeinflusste

Grundgefüge des Werkstückmaterials zu erkennen. Die weiße Schicht erstreckt sich über das gesamte untersuchte Segment, wobei es vereinzelt zu Ablätzungen von Schichtabschnitten, aber auch Rissbildung innerhalb und unterhalb der Schicht kommt. Eine solche Ablatzung (rot markiert) ist in Abbildung 5-9 zu sehen.

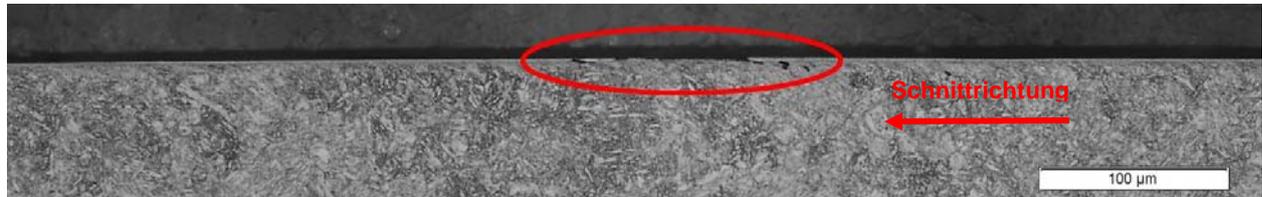


Abbildung 5-9 Querschliff eines bearbeiteten Stegsegments mit abgeplatzter weißer Schicht ($v_c = 300 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm}$, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \text{ µm}$)

Zur besseren Analyse wurden die in Abbildung 5-8 und Abbildung 5-9 gezeigten Schichten nochmals mit höheren Vergrößerungen untersucht.

Abbildung 5-10 zeigt die Vergrößerung der weißen Schicht, welche deutlich erkennbare Risse enthält (oben) sowie die bereits in der Übersicht gezeigte Stelle mit großflächigen Ablätzungen der durch die Drehbearbeitung umgewandelten Randschicht (unten).

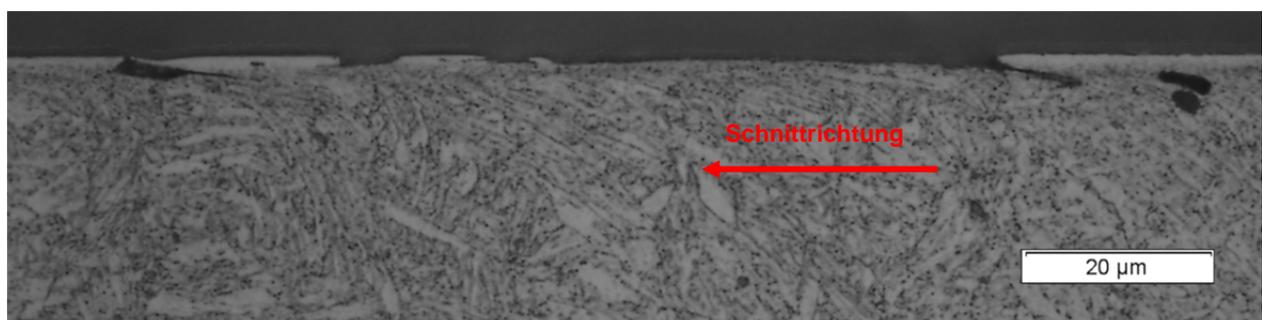
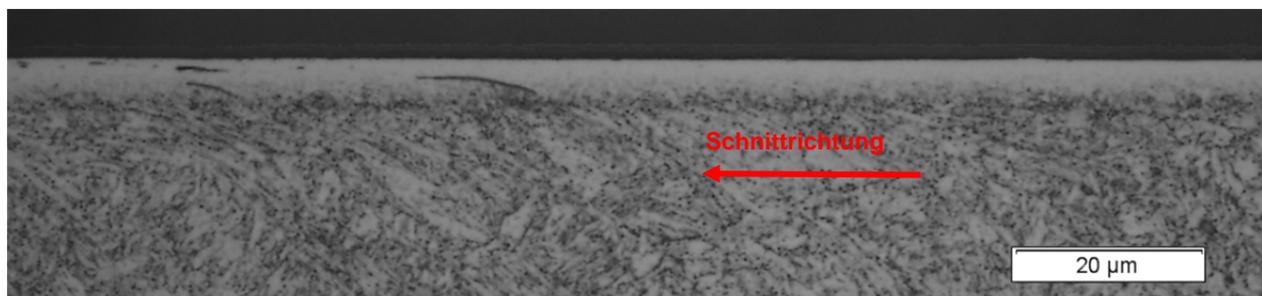


Abbildung 5-10 Querschliffe eines bearbeiteten Stegsegments mit rissbehafteter (oben) und abgeplatzter weißer Schicht (unten), ($v_c = 300 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm}$, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \text{ µm}$)

Die Dicke der durch die Bearbeitung entstandenen weißen Schicht, welche sich konstant über die gesamte Oberfläche der untersuchten Probe erstreckt, beträgt

5 μm . Um den Einfluss der Prozessparameter auf die sich einstellende Randschicht des gedrehten Bauteils zu quantifizieren und die Simulationsergebnisse validieren zu können, wurden weitere Proben metallographisch untersucht, die mit variierten Prozessparametern gefertigt worden waren. Abbildung 5-11 zeigt zur Übersicht die Randschicht eines Stegsegments im Querschliff. Die für die Drehbearbeitung verwendete Schnittgeschwindigkeit betrug $v_c = 75 \text{ m/min}$, der Vorschub $f = 0,05 \text{ mm}$ sowie der positive Spanwinkel $\gamma = 5^\circ$.

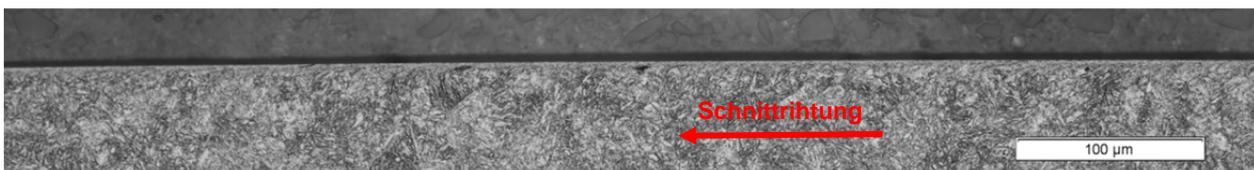


Abbildung 5-11 Querschliff eines bearbeiteten Stegsegments
($v_c = 75 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm}$, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)

Im Vergleich zu den Resultaten mit deutlich ausgeprägten weißen Schichten, wurde nur die Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 300 \text{ m/min}$ auf $v_c = 75 \text{ m/min}$ reduziert. In Folge dieser Absenkung der Schnittgeschwindigkeit konnten auf dem gesamten Stegsegment keine umgewandelten Randschichtbereiche festgestellt werden. Zur besseren Veranschaulichung ist in Abbildung 5-12 der Querschliff für die Schnittgeschwindigkeit von 75 m/min dargestellt.

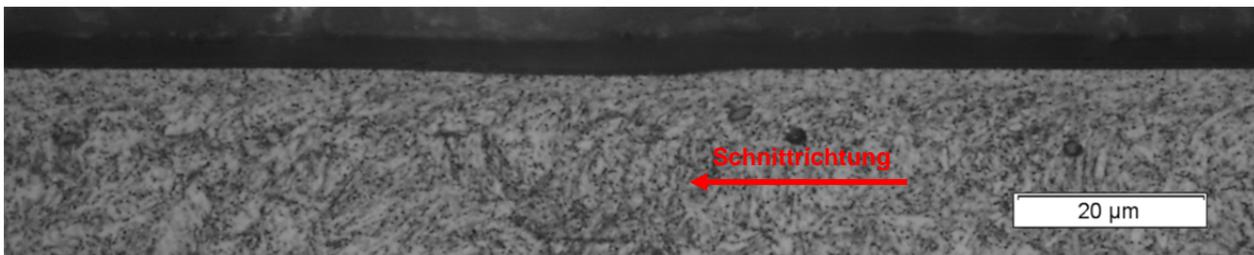


Abbildung 5-12 Querschliff eines bearbeiteten Stegsegments
($v_c = 75 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm}$, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)

Wie aus der vergrößerten Darstellung in Abbildung 5-12 zu erkennen ist, kann lediglich eine geringfügige Verformung des Grundgefüges festgestellt werden, welche durch erhöhte Zerspanungskräfte bei niedriger Schnittgeschwindigkeit und dem Verhältnis von Schneidkantenradius und Schnitttiefe erklärt werden kann.

Da es sich bei den gezeigten metallographisch untersuchten Proben nur um Segmentausschnitte des gesamten Umfangs gedrehter Stege handelt, wurden weitere Analysen an kleineren Proben durchgeführt. Dadurch kann

ausgeschlossen werden, dass es sich bei den bisher festgestellten weißen Schichten um zufällig auftretende Bereiche am Umfang der Probe handelt. Mögliche Ursachen eines solchen statistischen Fehlers könnten beispielsweise in ungenauer Probenfertigung, dem Versuchsaufbau oder der Prozessführung liegen. Die untersuchten kleinen Proben zeigten aber das gleiche Resultat wie die Segmentausschnitte der großen Stegproben. So wurden bei hohen Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 300$ m/min und $v_c = 400$ m/min sowohl für einen Vorschub von $f = 0,05$ mm als auch für $f = 0,1$ mm am gesamten Umfang der gedrehten Werkstücke weiße Schichten festgestellt. Wie Abbildung 5-13 und Abbildung 5-14 entnommen werden kann, erstrecken sich die zerspanungsbedingten weißen Schichten über weite Bereiche der Bauteiloberflächen. Bei der Analyse der kleineren Proben konnte außerdem unterhalb der weißen Schicht eine ebenfalls neue schwarze Schicht festgestellt werden. Diese „dark layer“, wurden bei den mit $v_c = 300$ m/min und $v_c = 400$ m/min bearbeiteten Proben durchgehend auf dem gesamten Umfang festgestellt. Es können demnach vergleichbare Randzonenmodifikationen wie bei den im Kenntnisstand beschriebenen Arbeiten zum Wälzlagerstahl 100Cr6 von Caruso, Attanasio und Umbrello festgestellt werden [Umb-09, Umb-10_2, Car-11, Att-12].

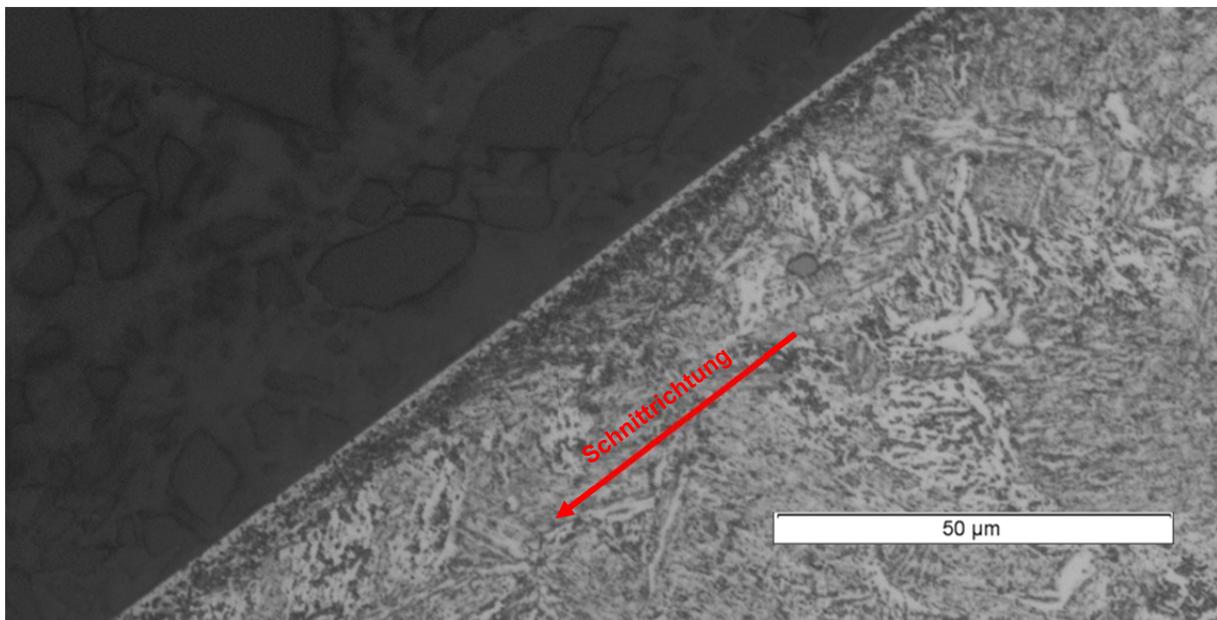


Abbildung 5-13 Querschliff einer gedrehten Oberfläche mit weißer und schwarzer Schicht ($v_c = 400$ m/min, $f = 0,05$ mm, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30$ µm)

Der Umstand, dass die schwarzen Schichten bei den großen Proben so nicht festgestellt werden konnten, wird damit erklärt, dass die Ätzungen der Schlibfbilder nicht alle auf einmal, sondern in einem zeitlichen Abstand mehrerer

Monate durchgeführt wurden, wodurch es zu präparationsbedingten Abweichungen kommen kann. Die Dicke des durch die Zerspanung beeinflussten Randschichtbereichs beträgt bei einem Vorschub von $f = 0,05$ mm und einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 400$ m/min ca. $8 \mu\text{m}$, wobei die weiße Schicht nur $4 \mu\text{m}$ stark ist. Der größere Vorschub von $f = 0,1$ mm führt zu einer etwas weniger tiefen Beeinflussung des Werkstückgefüges, so ist die Dicke der schwarzen Schicht weniger stark ausgeprägt und die weiße Schicht fällt feiner aus. Charakteristisch für weiße Schichten ist deren hohe Härte und Sprödigkeit. Diese Merkmale und die lokalen Spannungszustände bedingen die Neigung weißer Schichten zu Rissbildung, -wachstum sowie dem Abplatzen ganzer Randschichtbereiche wie es in Abbildung 5-14 zu erkennen ist.

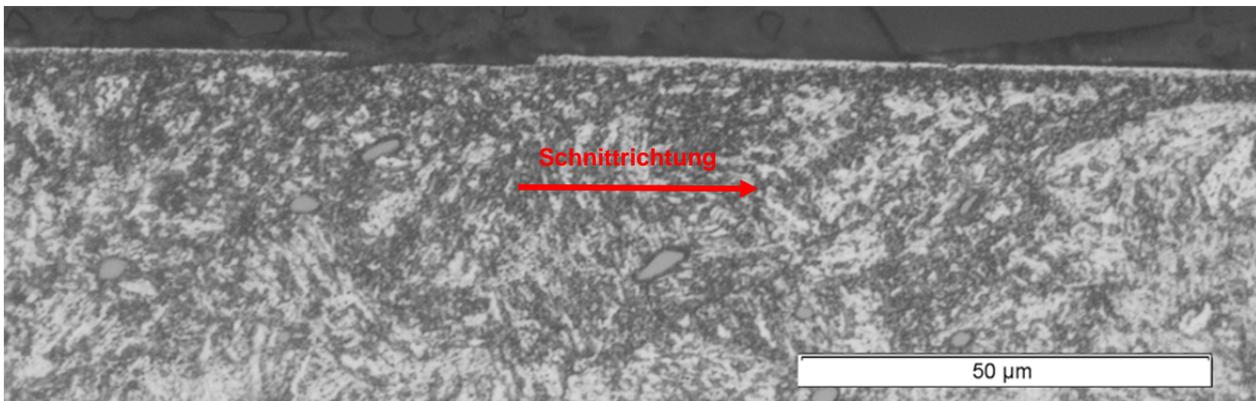


Abbildung 5-14 Querschliff einer gedrehten Oberfläche mit weißer Schicht und Abplatzungen ($v_c = 400$ m/min, $f = 0,1$ mm, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)

Abbildung 5-15 und Abbildung 5-16 zeigen die vergrößerten weißen Schichten, welche sich durch die Drehbearbeitung in der Werkstückrandzone mit den beiden Vorschüben $f = 0,05$ mm und $f = 0,1$ mm gebildet haben.

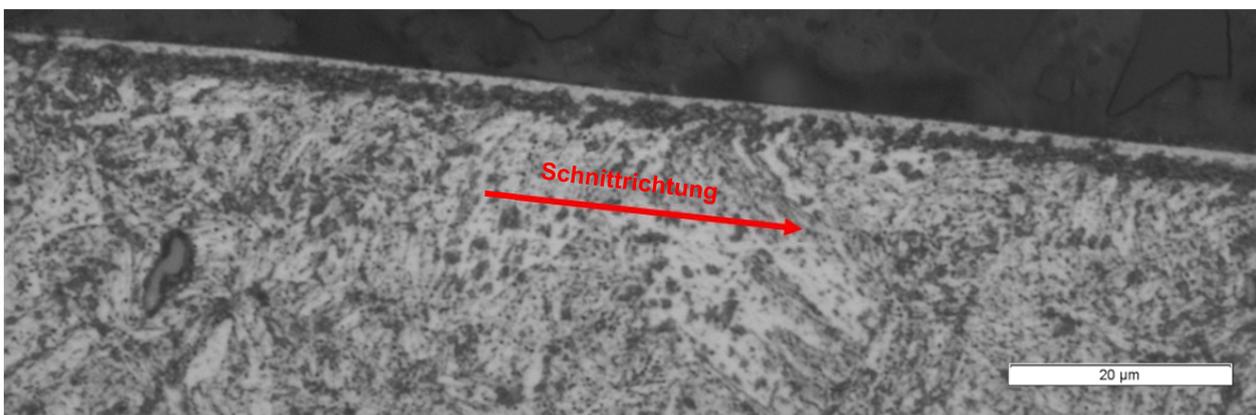
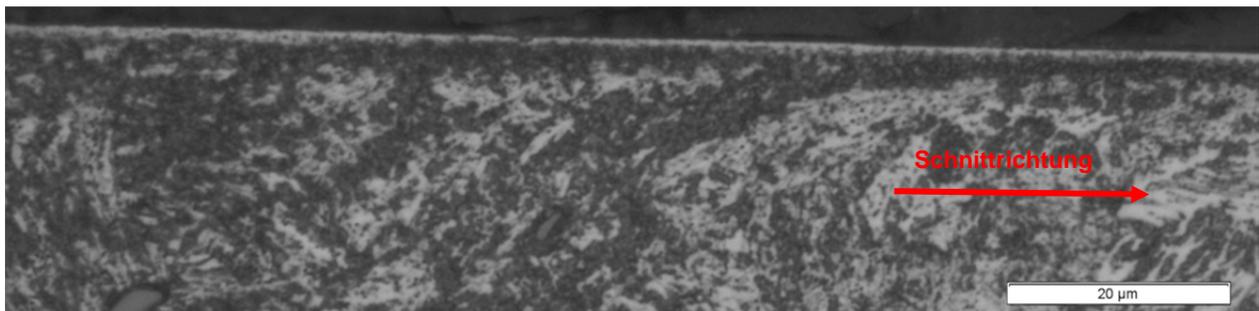


Abbildung 5-15 Querschliff einer gedrehten Oberfläche mit weißer und schwarzer Schicht ($v_c = 400$ m/min, $f = 0,05$ mm, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)

Es ist erkennbar, dass die weiße Schicht bei größerem Vorschub etwas dünner ist als bei kleinerem Vorschub. Die schwarze Schicht ist unabhängig vom Grundmaterial zu sehen, auch wenn es in Abbildung 5-16 so aussieht, als würde die schwarze Schicht am Rand mit schwarzen Bereichen des Grundgefüges zusammenhängen. Aufschluss über diese Unterschiede geben unter anderem die Härtemessungen. Vermeintliche Unterschiede in den mikroskopischen Aufnahmen bezüglich des Grundgefüges resultieren aus der Probenpräparation und der Belichtung bei der lichtmikroskopischen Untersuchung.



*Abbildung 5-16 Querschliff einer gedrehten Oberfläche,
($v_c = 400 \text{ m/min}$, $f = 0,1 \text{ mm}$, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)*

Für alle untersuchten weißen Schichten gilt, dass es kaum homogene Bereiche gibt, in denen ausschließlich weiße Anteile zu sehen sind. Statistisch verteilt sind kleine schwarze Punkte sowie schwarze Bereiche erkennbar. Die Dicke der beeinflussten Werkstückrandzone ist dabei über den Probenumfang deutlichen Schwankungen unterlegen. So kommt es wie bei der maximalen Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 400 \text{ m/min}$ ebenfalls zu einer tieferen Beeinflussung bei einem Vorschub von $f = 0,05 \text{ mm}$ gegenüber einem Vorschub von $f = 0,1 \text{ mm}$. Bedingt durch Fertigungstoleranzen bei Probengeometrie und Versuchsaufbau sowie der Prozessführung und dem Werkzeugverschleiß kommt es außerdem zu extremen Formen der Werkstückbeeinflussung. Abbildung 5-17 zeigt ein solches Extrem. Dabei führte die Drehbearbeitung zur Ausbildung einer maximal $40 \mu\text{m}$ dicken Schicht beeinflussten Werkstückmaterials, mit einer Dicke der weißen und schwarzen Schicht von jeweils bis zu $20 \mu\text{m}$.

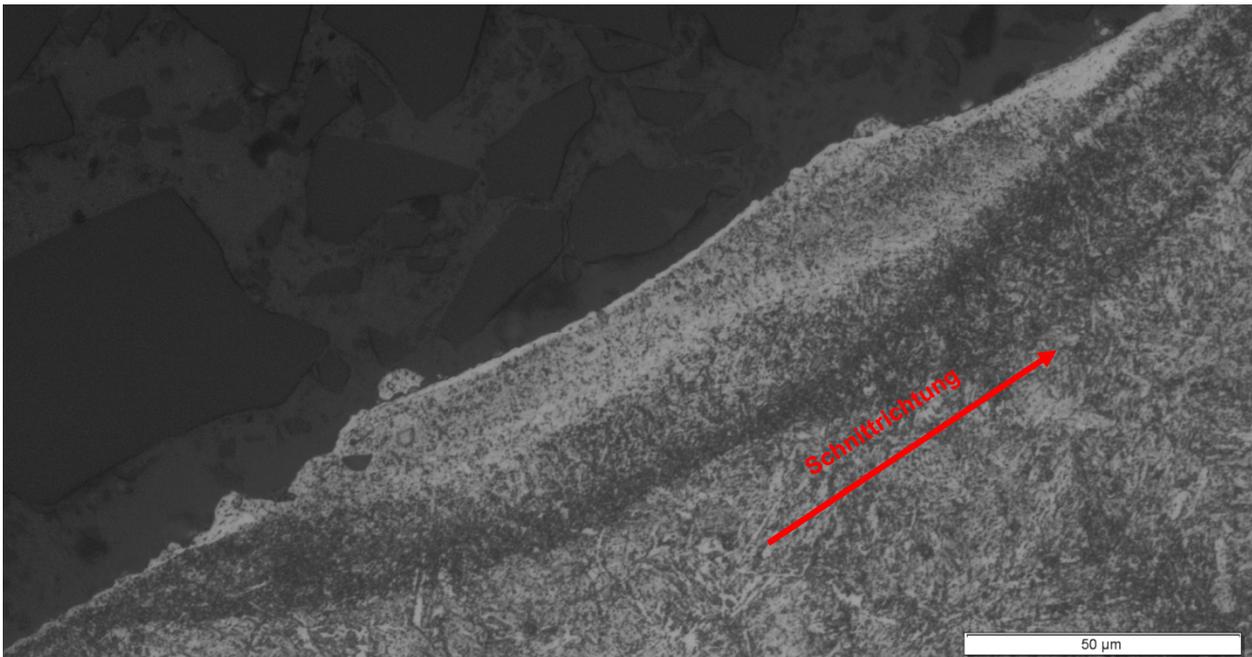


Abbildung 5-17 Querschliff einer gedrehten Oberfläche mit massiver lokaler Beeinflussung der Randschicht, ($v_c = 400 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm}$, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \text{ µm}$)

Die in diesen vereinzelt auftretenden Bereichen dokumentierten weißen und schwarzen Schichten zeigten dabei die gleiche Struktur wie die dünnen Schichten, welche das gesamte Werkstück überziehen.

Härtemessung

Neben der optischen Untersuchung der bearbeiteten Bauteilrandschichten wurden Härtemessungen in der Randzone der bearbeiteten Werkstücke durchgeführt. Dadurch sollte festgestellt werden, welche Härte die durch die Drehbearbeitung erzeugten Schichten aufweisen und ob Unterschiede zur Härte des unbeeinflussten Grundgefüges vorliegen. Zudem können die gemessenen Härtewerte verwendet werden, um die in der FE-Simulation berechneten Härten zu validieren.

Hierfür wurde die Vickers-Härte in unterschiedlichen Bereichen der Querschliffe der bearbeiteten Stege gemessen. Zum Einsatz kam hierfür das vollautomatische Mikrohärteprüfgerät Q10-A+ der Firma Qness. Als Referenzwert dient die Härte des Grundgefüges. Darüber hinaus sind speziell die Härtewerte in den weißen und schwarzen Schichten von Interesse. Abbildung 5-18 zeigt beispielhaft einen Querschliff mit dem charakteristischen Eindruck der Vickers-Härtemessung innerhalb der weißen Schicht. Hierbei ist zu beachten, dass dieser große Eindruck nur zur Veranschaulichung gemacht wurde, der Vickers-Abstand zum Rand wäre für eine korrekte Messung zu gering.

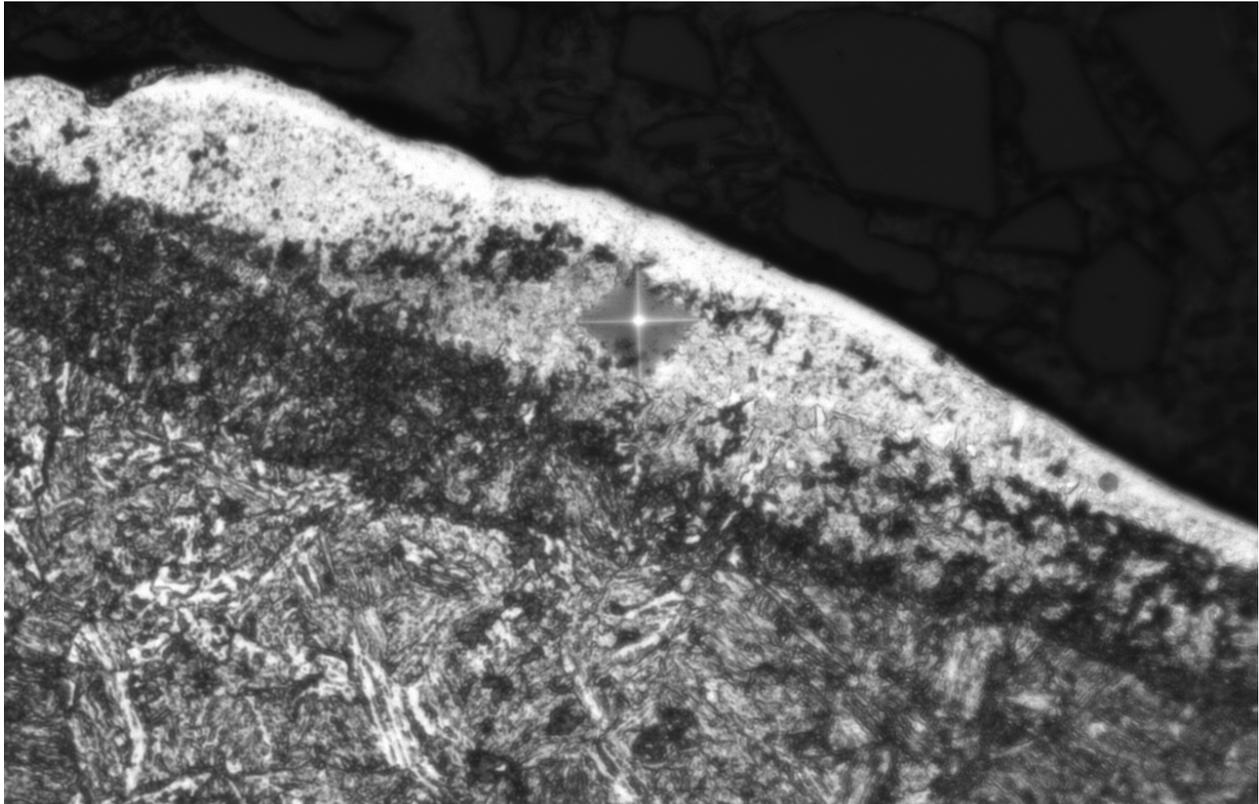


Abbildung 5-18 Querschliff mit Abdruck der Vickers-Härtemessung in der Randschicht eines bearbeiteten Probenstegs

Bei der in Abbildung 5-18 dargestellten Randschicht handelt es sich um einen Bereich mit extremer Beeinflussung der Mikrostruktur. Wie bereits erwähnt, sind Bereiche dieser Art neben der durchgehenden weißen Schicht vereinzelt auf den Proben zu finden. Aufgrund ihrer Größe eignen sie sich sehr gut um die Härte der weißen Schicht bestimmen zu können, da der Aufbau der Schicht dem der dünnen Schicht entspricht. Die durchgehende Schicht mit einer Dicke von nur $5\ \mu\text{m}$ ermöglicht keine einfache Messung der Härte. Gleiches gilt für die unterhalb der weißen Schicht auftretende schwarze Schicht. Auch hier wurden zusätzliche Härtemessungen an extremen Stellen am Umfang des Bauteils durchgeführt. Hierdurch kann eine konkrete Aussage über die Härte dieser Schicht getroffen werden, da eine Beeinflussung durch benachbarte Bereiche ausgeschlossen werden kann, was bei der durchgehenden dünnen Schicht nicht der Fall ist. Abbildung 5-19 zeigt die gemessenen Härtewerte in Abhängigkeit des Abstandes von der Bauteiloberfläche für die Schnittgeschwindigkeiten $v_c = 300\ \text{m/min}$ und $v_c = 400\ \text{m/min}$ sowie einen Vorschub $f = 0,05\ \text{mm}$ und einen Spanwinkel $\gamma = 5^\circ$. Zusätzlich sind beispielhaft die Bereiche mit weißen bzw. schwarzen Schichten eingezeichnet, wodurch der Zusammenhang zwischen Härte und Schicht deutlich wird.

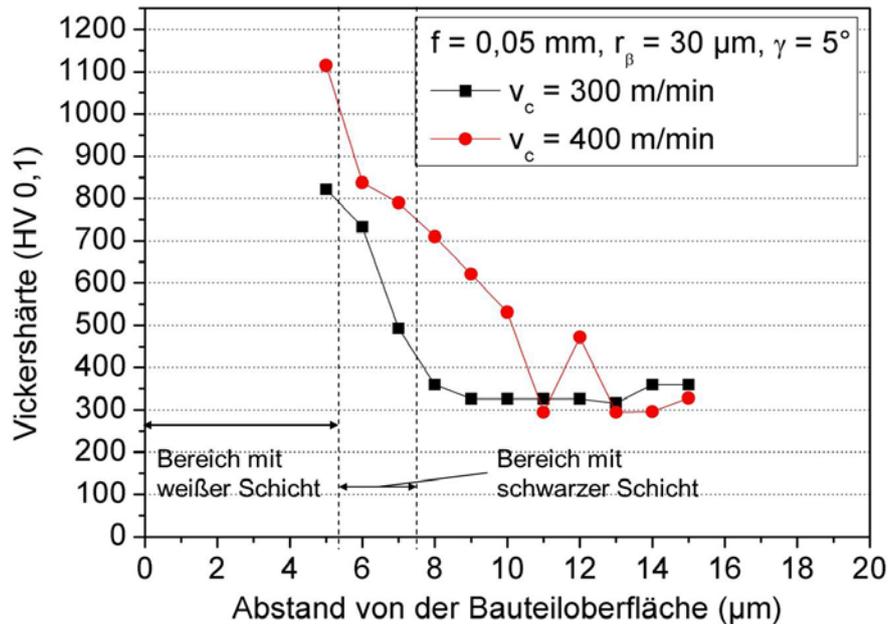


Abbildung 5-19 Verlauf der gemessenen Vickers Härte in Abhängigkeit vom Abstand von der Bauteiloberfläche

Wie in Abbildung 5-19 gut zu erkennen ist, wurden innerhalb der weißen Schicht Werte zwischen 822 und 1150 HV gemessen. Dabei konnten die höchsten Werte bei der größeren Schnittgeschwindigkeit ermittelt werden. Hierzu passt auch die Feststellung, dass die mit $v_c = 400 \text{ m/min}$ erzeugte weiße Schicht eine noch feinere und gleichmäßigere Struktur aufweist als die mit $v_c = 300 \text{ m/min}$ gefertigte Randschicht. Aufgrund der lokalen Homogenität der weißen Schicht, kann davon ausgegangen werden, dass die Härte innerhalb der Schicht überall auf demselben Niveau liegt. Somit ergibt sich für die $5 \text{ }\mu\text{m}$ dicke weiße Schicht eine Härte von 822 HV bzw. 1122 HV. Mit größerer Entfernung von der Bauteiloberfläche nehmen die Werte der gemessenen Vickers Härte ab. Dabei ist allerdings ein deutlicher Unterschied zwischen dem Grundgefüge und der sich zwischen Grundgefüge und weißer Schicht befindenden schwarzen Schicht festzustellen. So weist die schwarze Schicht eine Härte um 500 HV auf, während für das Grundgefüge Werte um 350 HV gemessen wurden. Demnach könnte es sich bei der schwarzen Schicht um Bereiche handeln, in denen es aufgrund lokal variierender Zeit-Temperatur-Verläufe zu Teilaustenitisierungen und als Folge zu inhomogen verteilten Martensitbildungen kommt. Eine mechanische Verformung des Gefüges kann an dieser Stelle ausgeschlossen werden, da die Gefügestruktur vom Bauteilinneren bis zum Beginn der schwarzen Schicht sehr gleichmäßig ist. Innerhalb der schwarzen Schicht kann wiederum keine Orientierung des Gefüges in Schnittrichtung festgestellt werden wie Abbildung 5-20 beispielhaft zeigt. Die These einer thermischen Belastung als Hauptursache für die Randzonenveränderungen wird hiermit gestützt.

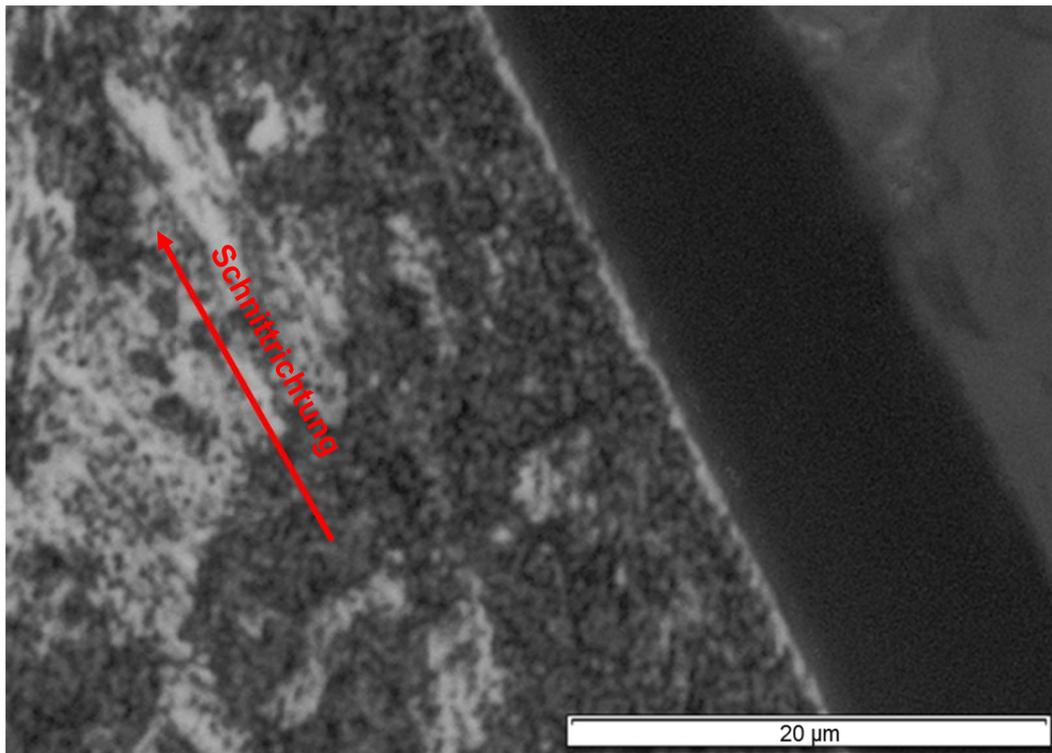


Abbildung 5-20 Querschliff einer gedrehten Oberfläche mit weißer und schwarzer Schicht ohne erkennbare Orientierung in Schnitttrichtung, ($v_c = 300 \text{ m/min}$, $f = 0,1 \text{ mm}$, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \text{ }\mu\text{m}$)

5.2 Diskussion und Zusammenfassung

Am Analogieprozess Drehen wurden Untersuchungen zur Ermittlung von Zusammenhängen zwischen Prozess- und Werkzeugparametern sowie den resultierenden Kräften und Temperaturen durchgeführt. Die gemessenen Zerspankräfte und –temperaturen zeigen charakteristische Abhängigkeiten von Vorschub und Schnittgeschwindigkeit. Die Variation des Spanwinkels wurde mit einem konstanten Freiwinkel und einer daraus resultierenden gleichzeitigen Änderung des Freiwinkels durchgeführt, was die Interpretation der Winkelabhängigkeit der Prozesskräfte und –temperaturen erschwert. Es wird außerdem ersichtlich, dass die Änderung des Spanwinkels bei größerer Schnitttiefe deutlich größere Auswirkungen auf die gemessenen Kräfte hat, was mit dem Verhältnis von Schneidkantenverrundung zu Schnitttiefe begründet werden kann. Die metallografische Untersuchung der zerspannten Bauteiloberflächen zeigt, dass es bei hohen Schnittgeschwindigkeiten zur Ausbildung von schwarzen und weißen Randschichten kommt. Die Dicke dieser Schichten ist dabei in erster Linie abhängig von der Schnittgeschwindigkeit und wächst mit dieser an. Härtemessungen ergaben deutlich erhöhte Härtewerte in den umgewandelten Randzonen der bearbeiteten Bauteilrandschichten gegenüber dem unbeeinflussten Grundgefüge.

6 Ansatz Spanbildungs-Simulation mit Gefügeumwandlungen

Zur Abbildung zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen in der Bauteilrandschicht wurde ein FE-Spanbildungsmodell für den Versuchswerkstoff 42CrMo4 aufgebaut, welches Phasenumwandlungsprozesse berücksichtigt. Damit das entwickelte Modell den realen Prozess korrekt abbildet, musste das Materialmodell zur Beschreibung des mechanischen Werkstoffverhaltens exakt auf den Werkstoff 42CrMo4 abgestimmt werden. Der Vorgang der Materialtrennung aufgrund des Eindringens des Schneidkeils in das Werkstück wurde mit Hilfe einer kontinuierlichen Neuvernetzung und Netzverfeinerung umgesetzt. Im Folgenden werden die einzelnen Bestandteile und der Aufbau des FE-Spanbildungssimulationsmodells vorgestellt.

6.1 2D-Spanbildungssimulation

6.1.1 Materialmodell

Für die Beschreibung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens des Materials 42CrMo4 im vergüteten Zustand wurde ein isotropes Fließspannungsmodell nach Vöhringer und Voce mit einem Fließkriterium nach von Mises verwendet, wie es von Autenrieth für den Werkstoff C45E verwendet wurde [Aut-10]. Für diese Beschreibung wird die Fließspannung σ_y in die zwei Terme σ^* und σ_G zerlegt:

$$\sigma_y = \sigma_G + \sigma^* \quad \text{Formel 6-1}$$

Dabei stellt σ_G den thermischen und σ^* den athermischen Anteil der Fließspannung dar. In Abhängigkeit von der plastischen akkumulierten Dehnung $\bar{\varepsilon}_p$, der plastischen Dehnrates $\dot{\bar{\varepsilon}}_p$ und der Temperatur T kann damit die Fließspannung σ_y beschrieben werden:

$$\sigma_y = \sigma_0^* \cdot \left[1 - \left(\frac{T}{T_0} \right)^n \right]^m + \left[\sigma_{G0} + (\sigma_1 + \theta_1 \cdot \bar{\varepsilon}_p) \cdot \left(1 - \exp\left(-\frac{\theta_1 \cdot \bar{\varepsilon}_p}{\theta_0} \right) \right) \right] \cdot \frac{G(T)}{G(0K)} \cdot g(T, T_U) \quad \text{Formel 6-2}$$

$T_0 = \frac{\Delta G_0}{k_B \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_0}{\dot{\varepsilon}_p}\right)}$ ist dabei die dehnratenabhängige Übergangstemperatur.

Wird diese überschritten, so verschwindet der thermische Fließspannungsanteil. ΔG_0 ist die freie Enthalpie, welche erforderlich ist, um ein Hindernis bei 0 K zu überwinden, und k_b die Boltzmannkonstante. Durch die wachsende plastische akkumulierte Dehnung kommt es zur Verfestigung des Materials, was im Rahmen des thermischen Fließspannungsanteils mit dem erweiterten Voce-Ansatz beschrieben wird [Aut-10]. Erhöhte Temperaturen, die infolge von großen Schnittgeschwindigkeiten auftreten, können hingegen zu einer Entfestigung des Materials führen. Zur Berücksichtigung dieses Materialverhaltens wird der Hochtemperaturentfestigungsterm $g(T, T_0)$ von Autenrieth für den Werkstoff C45E verwendet [Aut-10]. Aufgrund fehlender experimenteller Daten bezüglich des Hochtemperaturverhaltens des Versuchswerkstoffes 42CrMo4 wurde davon ausgegangen, dass die von Autenrieth für C45E bestimmten Parameter zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit auch für andere Stähle, wie den im Rahmen dieser Arbeit untersuchten 42CrMo4, mit hinreichender Genauigkeit verwendet werden können. Tabelle 6-1 zeigt die hierfür verwendeten Parameter zur Modellierung der Hochtemperaturentfestigung aus der Arbeit von Autenrieth.

$g_0 [K]$	$\Delta g [K]$	ξ	ζ	$T_s [K]$
560	90	2	9	1793

Tabelle 6-1 Parameter zur Beschreibung der Hochtemperaturentfestigung [Aut-10]

Zur Bestimmung der für das Materialmodell notwendigen Parameter für den Werkstoff 42CrMo4 im vergüteten Zustand wurde auf experimentelle Daten aus den Dissertationen von Mioković und Klemenz zurückgegriffen [Mio-05, Kle-09]. Dabei wurden wie in der Arbeit von Autenrieth FE-Simulationen mit einem Ein-Element-Modell (vgl. Abbildung 6-1) durchgeführt, um die Parameter des Materialmodells an die experimentellen Daten aus der Literatur anzupassen.

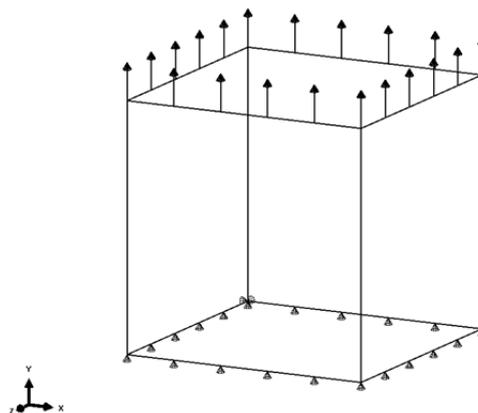


Abbildung 6-1 Ein-Element-Modell der Zug-Drucksimulationen für die Parameterermittlung

Das in Abbildung 6-1 dargestellte Modell wurde durch Vorgabe einer definierten Verschiebung auf Zug und Druck belastet. Die resultierenden Spannungen und Dehnungen können grafisch als Hysterese dargestellt und mit den experimentellen Ergebnissen aus [Kle-09] verglichen werden.

Abbildung 6-2 zeigt die Ergebnisse der Ein-Element-Versuche zur Bestimmung der Parameter θ_0, θ_1 und σ_1 welche die Verfestigung des Werkstoffs beschreiben.

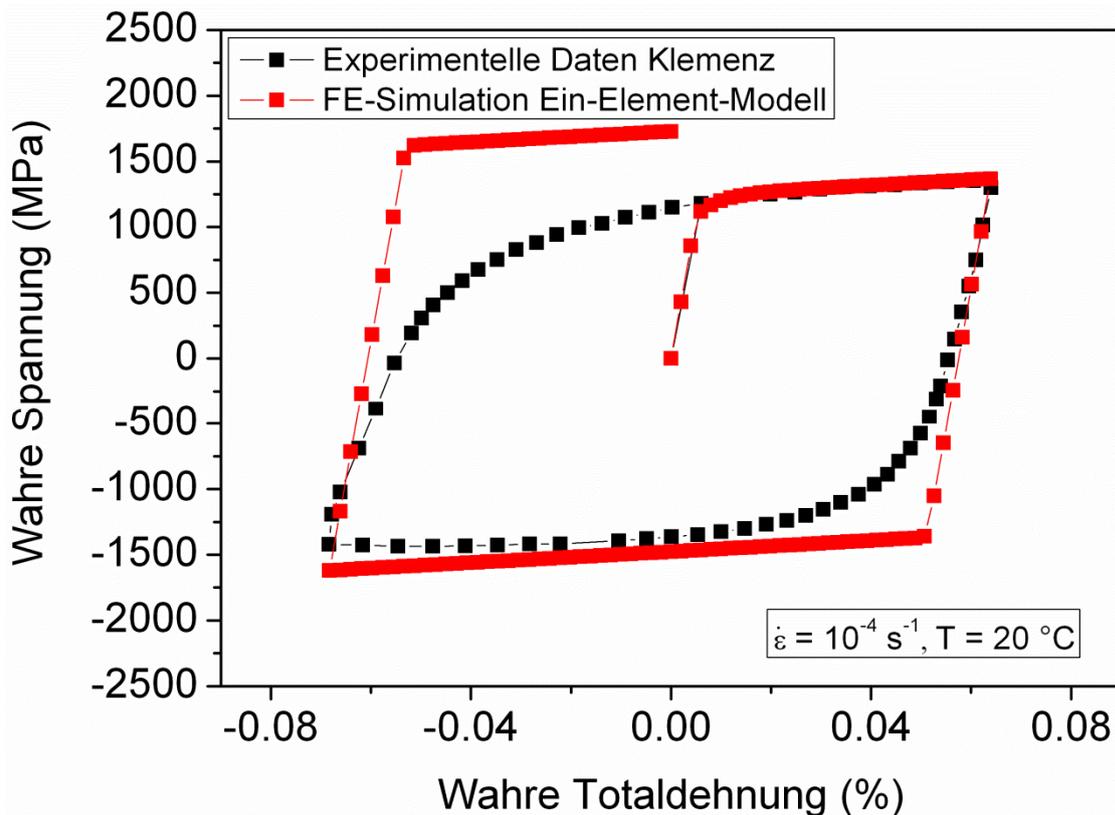


Abbildung 6-2 Abgleich der simulierten Wechselverformungskurve mit experimentellen Daten aus [Kle-09]

Aus Abbildung 6-2 wird deutlich, dass die Verfestigung des vergüteten 42CrMo4 für den ersten Zyklus aus Zug- und Druckbelastung gut abgebildet wird. Bei erneuter Zugbelastung kommt die Tatsache zum Tragen, dass im Modell ein isotropes Verfestigungsverhalten angenommen wurde. Hierdurch kommt es bei der erneuten Zugbelastung zu einer deutlichen Abweichung von Simulation und Experiment. Das ist bei Annahme eines isotropen Werkstoffverhaltens allerdings zwangsläufig der Fall. Dennoch wird es im Rahmen von zweidimensionalen FE-Spanbildungsmodellen weltweit als Standard eingesetzt. Es wird demnach eine zulässige Annäherung des Verfestigungsverhaltens des verwendeten Werkstoffs 42CrMo4 vorgenommen. Die ermittelten Parameter zur Beschreibung der

Werkstoffverfestigung, die auch zur Erzeugung des Diagramms in Abbildung 6-2 verwendet wurden, sind in Tabelle 6-2 aufgeführt.

θ_0	θ_1	σ_1
0,0105	2,5	0,15

Tabelle 6-2 Ermittelte Parameter θ_0, θ_1 und σ_1 zur Beschreibung der Materialverfestigung

Das Materialmodell zur Beschreibung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens wurde in eine „user defined subroutine“ (UHARD) für das verwendete FE-Programm ABAQUS/Standard implementiert.

6.1.2 Neuvernetzung und Netzverfeinerung

Die kontinuierliche Neuvernetzung zur Realisierung der Materialtrennung kann mit einem Ablaufplan beschrieben werden, wie er in Abbildung 6-3 dargestellt ist. Zur Realisierung der Neuvernetzung und Netzverfeinerung konnte von auf den Algorithmus von Schulze und Zanger zurückgegriffen werden [Sch-11_5]. Zunächst kommt es infolge der Relativbewegung des Werkstücks zum Kontakt mit dem Werkzeug. Hierfür wird das Werkstück in der Simulation um einen Betrag von 5 μm in Richtung des Werkzeugs verschoben. Dadurch kommt es zu einer Knotenverschiebung des belasteten Werkstück-FE-Netzes, welche mit Hilfe des hinterlegten Materialmodells die elastisch-plastische Verformung des Bauteils beschreibt. Im Anschluss an die Werkstückverschiebung werden die verformte Bauteilgeometrie extrahiert sowie Zustandsgrößen des Werkstückmaterials wie Temperaturen, Spannungen, Dehnungen und Gefügeanteile gespeichert. Für die verformte Werkstückgeometrie wird dann ein neues, nicht verzerrtes FE-Netz generiert und die gespeicherten Zustandsgrößen werden auf die Knoten des neuen Netzes übertragen. Da an diesem Punkt der Simulation eine Interpolation der übertragenen Größen durchgeführt werden muss, können geringe numerische Ungenauigkeiten auftreten, welche sich in den durchgeführten Simulationen aber nicht erkennbar negativ ausgewirkt haben. Nach diesem Schritt sind der erste Zyklus einer Spanbildungssimulation und die erste Neuvernetzung abgeschlossen und der Ablauf beginnt mit einer erneuten Verschiebung des Bauteils um weitere 5 μm von vorne.

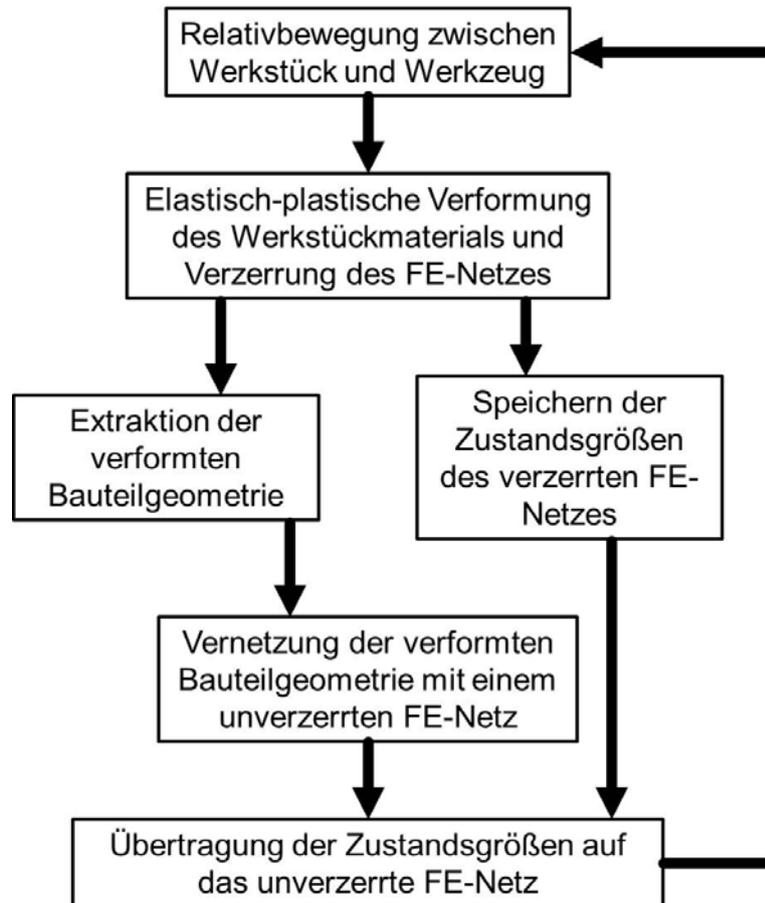


Abbildung 6-3 Ablauf der Neuvernetzung

Das neue FE-Netz wird dabei für das gesamte Werkstück generiert. Um die geometrischen Verhältnisse sowie die im Werkstoff ablaufenden Vorgänge so genau wie möglich abbilden zu können, muss das Werkstück im Bereich der Zerspanzone möglichst fein vernetzt werden. Da mit dem Spanbildungssimulationsmodell kleinste Gefügebeeinflussungen der Bauteilrandschicht modelliert werden sollen, muss auch dieser Bereich eine sehr hohe Netzfeinheit aufweisen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde deshalb eine Elementkantenlänge von $1\ \mu\text{m}$ für diese besonders signifikanten Bauteilbereiche gewählt. Aus Rechenzeitgründen kann aber nicht das gesamte Bauteil mit einem solch feinen Netz versehen werden, weshalb das Bauteil in unterschiedliche geometrische Bereiche unterteilt wurde, für die verschiedene Feinheitsgrade vordefiniert wurden. Die Feinheitsgrade stehen dabei in einem proportionalen Verhältnis zur höchsten Netzfeinheit in der Zerspanzone. Durch große Dehnungen und Dehnraten sowie das damit verbundene Materialverhalten des Werkstücks kann es bei der FE-Spanbildungssimulation zu numerischen Ungenauigkeiten und Konvergenzproblemen kommen. Aus diesem Grund wurde neben der Neuvernetzung auch eine Netzverfeinerung genutzt, welche im Falle

einer Nichtkonvergenz des Differenzialgleichungssystems die Netzfeinheit um einen definierten Faktor erhöht und die Rechnung erneut startet. Des Weiteren kann auch der Betrag der Verschiebung verändert werden, wodurch es zu veränderten Verzerrungen des FE-Netzes und damit anderen Voraussetzungen zur Konvergenz der Gleichungssysteme kommt.

6.1.3 Geometrischer Aufbau

Das zweidimensionale FE-Spanbildungssimulationsmodell ist aus einem rechteckigen Werkstückkörper (grau) und einem keilförmigen Werkzeug (rot) aufgebaut. Abbildung 6-4 zeigt die Anordnung der beiden Modellkörper vor dem Beginn der Simulation.

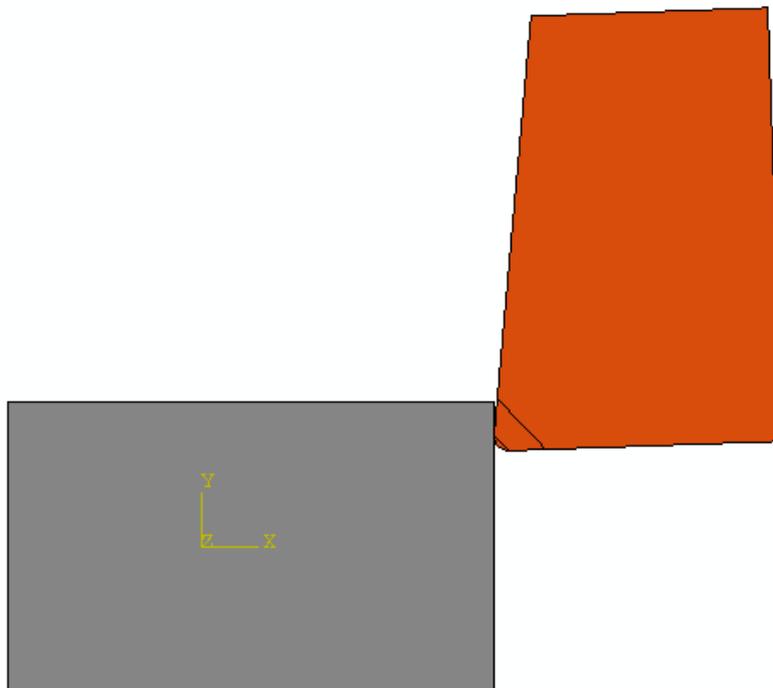


Abbildung 6-4 Geometrischer Aufbau des 2D-Spanbildungsmodells für eine beispielhafte Schnitttiefe von $50\ \mu\text{m}$ und einem Spanwinkel von 5°

Der Radius der Schneidkante r_β entspricht mit $30\ \mu\text{m}$ dem der in den Drehversuchen verwendeten Wendeschneidplatten. Gleiches gilt für den Freiwinkel von 7° . Durch ein Kippen der Werkzeugschneide können in der Simulation sehr einfach unterschiedliche Span- und Freiwinkelkombinationen eingestellt werden. Die in der Schneide erkennbaren diagonalen Linien deuten die Segmentierung des Werkzeugkörpers an, mit deren Hilfe das Werkzeug in Bereiche mit grober und feiner Vernetzung unterteilt wird. So wird entlang der Werkzeugschneide mit einer Elementkantenlänge von $1\ \mu\text{m}$ vernetzt, während im größten Teil des Werkzeugs Elemente mit einer Kantenlänge von bis zu $100\ \mu\text{m}$ verwendet werden.

6.1.4 Reibungsmodellierung

Im einfachsten Fall wird die Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug mit Hilfe eines konstanten Reibungskoeffizienten unter Nutzung des Coulomb'schen Reibungsgesetzes modelliert. Im Rahmen dieser Arbeit wurde in Zusammenarbeit mit dem Institut für Angewandte Materialien – Zuverlässigkeit von Bauteilen und Systemen (IAM-ZBS) sowie weiteren Mitarbeitern des wbk Institut für Produktionstechnik ein Modell zur Beschreibung der Reibung in Abhängigkeit der lokalen Temperaturen und der Relativgeschwindigkeit des am Werkzeug vorbei fließenden Materials entwickelt [Sch-13, Sch-13_4]. Eine explizite Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten von der Pressung zwischen den beiden Reibpartnern wurde nicht berücksichtigt, allerdings ergibt sich eine indirekte Kopplung durch den Einfluss der Pressung auf die Fließgeschwindigkeit des Materials.

Um ein Modell zur Beschreibung der Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug aufbauen zu können, wurden zunächst am Institut für Angewandte Materialien – Zuverlässigkeit von Bauteilen und Systemen (IAM-ZBS) Reibversuche an einem Tribometer-Versuchsstand vom Typ PLINT TE92HS durchgeführt. Bei diesem Pin-on-disc Versuchsaufbau wird eine Scheibe in Rotation versetzt und eine Kugel als Gegenkörper mit definierter Kraft axial auf die ebene Fläche gepresst. Durch Messung der resultierenden Normalkraft F_N sowie des Moments M , und unter Verwendung des Coulomb'schen Reibmodells, kann der Reibkoeffizient ermittelt werden. Abbildung 6-5 zeigt schematisch den Aufbau des Versuchsstands und die Reibpartner Scheibe und Kugel.

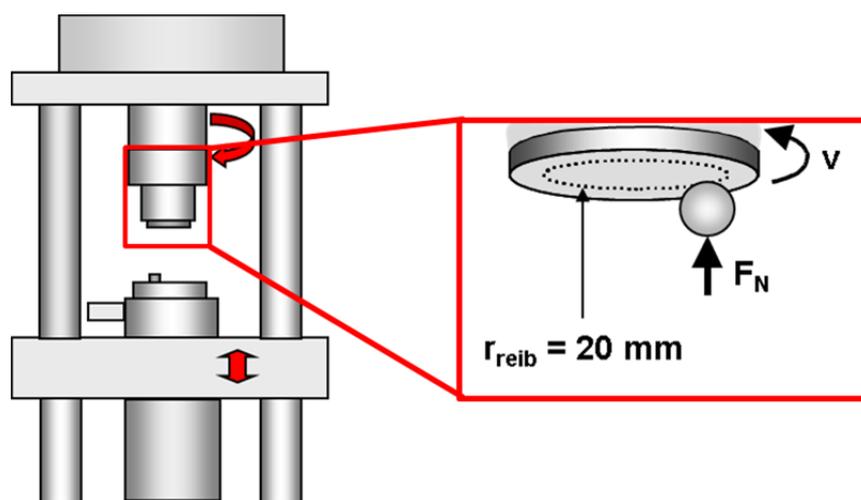


Abbildung 6-5 Schematischer Versuchsaufbau für die Reibversuche (links) und vergrößerte Anordnung der Reibpartner (rechts)

Die im Rahmen der Reibversuche am IAM-ZBS verwendeten Scheiben wurden am wbk aus dem vergüteten Werkstoff 42CrMo4 hergestellt und geschliffen,

wobei die gleiche Materialcharge wie für die Zerspanungsversuche verwendet wurde. Für die Kugel wurde eine Hartmetallzusammensetzung aus feinstkörnigem Wolframcarbide und Kobalt (WC-6Co) gewählt, welche der Zusammensetzung und Korngröße der Hartmetallwerkzeuge für die Drehversuche entspricht. Tabelle 6-3 zeigt die relevanten Parameter der Scheibe und der Kugel.

	Scheibe	Kugel
Material	42CrMo4 vergütet	WC-6Co unbeschichtet
Zustand	geschliffen	poliert
Härte	304 ± 12 HV30	1692 ± 12 HV30
Oberflächenrauheit	$R_a = 0,10 \pm 0,01 \mu\text{m}$ $R_z = 0,77 \pm 0,08 \mu\text{m}$ $R_k = 0,31 \pm 0,04 \mu\text{m}$	$R_a = 0,02 \pm 0,005 \mu\text{m}$ $R_z = 0,07 \pm 0,01 \mu\text{m}$ $R_k = 0,04 \pm 0,01 \mu\text{m}$

Tabelle 6-3 Zusammensetzung, Beschaffenheit und Zustand der Reibpartner

Das Schleifen bzw. Polieren der Oberflächen wurde durchgeführt, um definierte Anfangszustände gewährleisten und im weiteren Verlauf der Versuche auch das Verschleißverhalten untersuchen zu können. Der Anpressdruck der Kugel wurde im Reibversuch so gewählt, dass die resultierenden Normalspannungen die Bedingungen der Zerspanung wiedergeben. Durch Variation der Rotationsgeschwindigkeit sowie der Messung der entstehenden Temperaturen wird ein Zusammenhang zwischen Relativgeschwindigkeit, Temperatur und Reibkoeffizient ermittelt, welcher wie in Abbildung 6-6 in Form einer dreidimensionalen Fläche dargestellt werden kann.

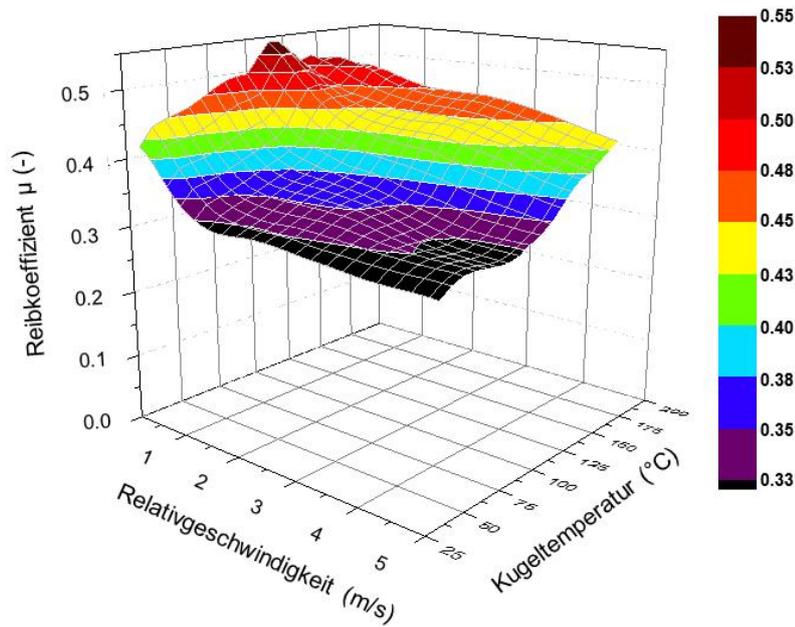


Abbildung 6-6 Experimentell ermittelter Reibkoeffizient μ in Abhängigkeit von Relativgeschwindigkeit und Kugeltemperatur [Sch-13]

Es ist in Abbildung 6-6 gut zu erkennen, wie der Reibkoeffizient mit steigender Relativgeschwindigkeit stark abnimmt. Höhere Temperaturen führen hingegen zu einem leichten Anstieg des Reibkoeffizienten. Der beschriebene Zusammenhang zwischen Relativgeschwindigkeit, Temperatur und dem resultierenden Reibkoeffizienten wurde in der Spanbildungssimulation berücksichtigt [Sch-13_4]. Hierfür wird zu jedem Zeitschritt die Kontaktlänge zwischen Werkstück und Werkzeug ausgelesen und die lokal an den Knoten vorliegenden Temperaturen und Geschwindigkeiten ermittelt. Entsprechend den Zusammenhängen zwischen diesen Größen, wird jedem Knoten ein spezifischer Reibkoeffizient zugewiesen. *Abbildung 6-7* zeigt exemplarisch die Vorgehensweise zur Implementierung der lokalen Reibbedingungen in der Spanbildungssimulation.

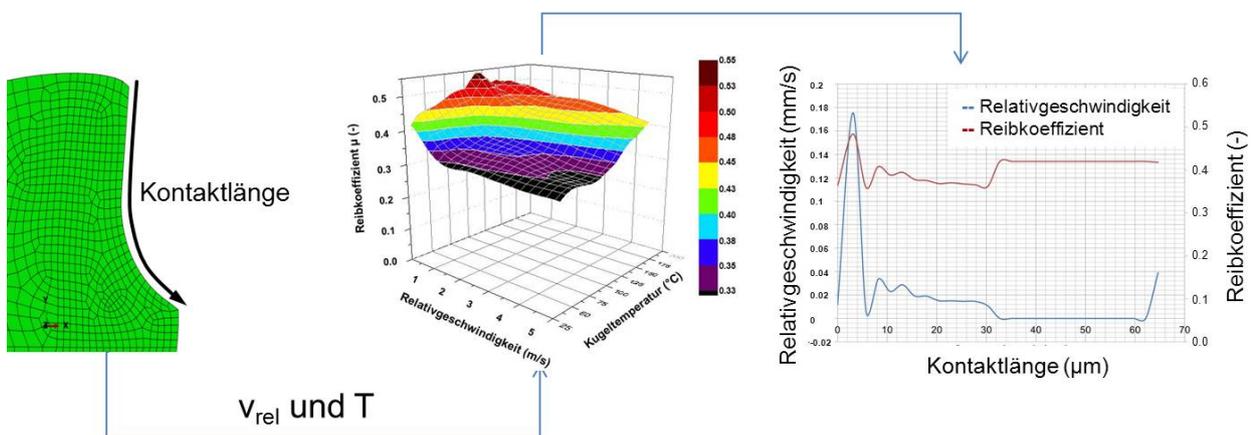


Abbildung 6-7 Auslesen der Kontaktlänge und Zuordnung von spezifischen Reibkoeffizienten [Sch-13]

Die im mittleren Diagramm von *Abbildung 6-7* dargestellten Zusammenhänge zwischen Reibkoeffizient, Temperatur und Gleitgeschwindigkeit können dabei sowohl tabellarisch in der Input-Datei der Simulation oder alternativ mit Hilfe einer Subroutine eingebunden werden. Sowohl *Abbildung 6-6* als auch *Abbildung 6-7* zeigen für die Kugeltemperatur einen Bereich von bis zu 200 °C an, während im eigentlichen Zerspanungsvorgang Temperaturen von über 1000 °C erreicht werden. Hier muss deshalb ergänzt werden, dass die Temperaturmessungen im Reibversuch nicht unmittelbar im Kontakt erfolgen kann sondern in einiger Entfernung. Dies bedingt deutlich niedrigere gemessene Temperaturen, als sie im Kontakt tatsächlich vorherrschen. Da der Trend der Temperaturabhängigkeit des Reibkoeffizienten aber gut erkennbar ist, wird für die Spanbildungssimulation eine Extrapolation des temperaturabhängigen Verhaltens des Reibbeiwertes bis zu Temperaturen von 1200 °C vorgenommen. Gegenüber vorhandenen Modellen wird durch das implementierte Modell mit seiner Temperatur- und Geschwindigkeitsabhängigkeit eine deutliche Steigerung des Detaillierungsgrades hinsichtlich der Abbildung der Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug erzielt.

6.1.5 Wärmeübergang und Wärmemodell

Der Beschreibung der Wärmeübergänge zwischen Werkzeug, Werkstück und Umgebung kommt eine zentrale Rolle zu, wenn die Wärmeentstehung und -verteilung im Zerspanungsprozess innerhalb eines Spanbildungsmodells abgebildet werden soll. Aus diesem Grund wurden zwei Ansätze zur Bestimmung der Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Werkzeug und Werkstück sowie Werkstück und Umgebung gewählt. Zur Bestimmung des Wärmeübergangs zwischen dem Hartmetallwerkzeug und dem verwendeten Stahl 42CrMo4 wurden am Institut für angewandte Materialien – Angewandte Werkstoffphysik (IAM-AWP) Laser-Flash Experimente durchgeführt. Die dafür notwendigen Proben wurden aus der Materialcharge des Stahls der Zerspanversuche sowie aus einer Hartmetallwendeschnidplatte hergestellt. Mit Hilfe der Versuche wurden zunächst die Temperatur- und Wärmeleitfähigkeiten der beiden Materialien in Abhängigkeit der Temperatur bestimmt. *Abbildung 6-8* zeigt die ermittelten Temperatur- und Wärmeleitfähigkeiten α und λ in Abhängigkeit von der Temperatur für die am Zerspanprozess beteiligten Materialien des Werkstücks (42CrMo4) und des Werkzeugs (WC-6Co).

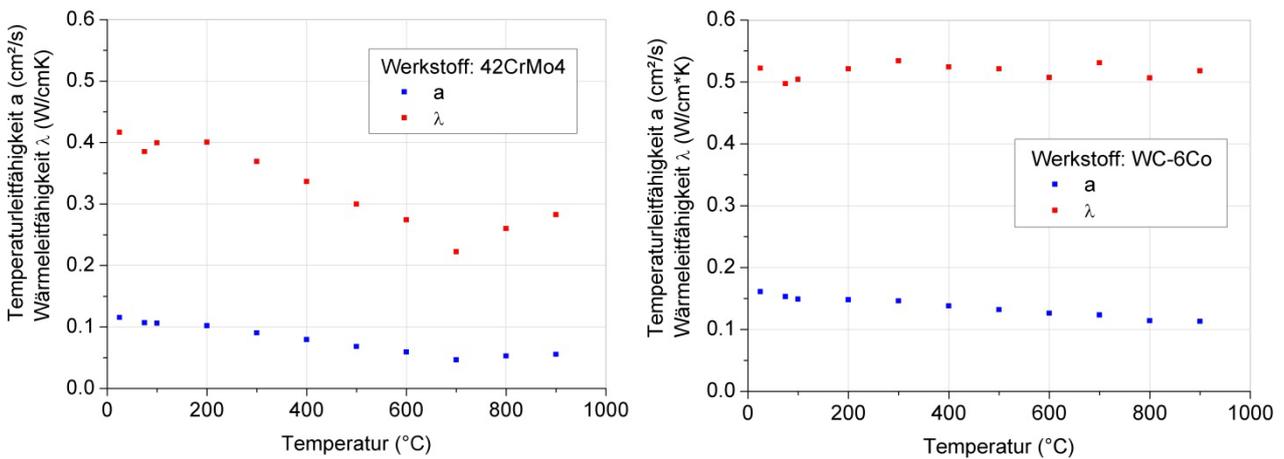


Abbildung 6-8 Temperaturleitfähigkeit a und Wärmeleitfähigkeit λ für den Stahl 42CrMo4 (links) und das Feinstkornhartmetall WC-6Co (rechts)

Mit steigender Temperatur ist für die Stahllegierung ein Absinken der Wärmeleitfähigkeit zu beobachten. Mit Erreichen der Austenitisierungstemperatur steigt die Wärmeleitfähigkeit wieder an. Die ultrafeine Hartmetalllegierung zeigt ein sehr kontantes Verhalten der Wärmeleitfähigkeit über den gesamten untersuchten Temperaturbereich. Im nächsten Schritt wurden beide Werkstoffproben zusammengepresst und der Verbund untersucht. Auf diesem Weg lässt sich der temperaturabhängige Kontaktwiderstand R_{Cont} bestimmen. Durch Bildung des Kehrwertes ergibt sich aus dem Kontaktwiderstand R_{Cont} der Wärmeübergangskoeffizient α . Die ermittelten temperaturabhängigen Verläufe der beiden Parameter sind in Abbildung 6-9 dargestellt [Sch-13].

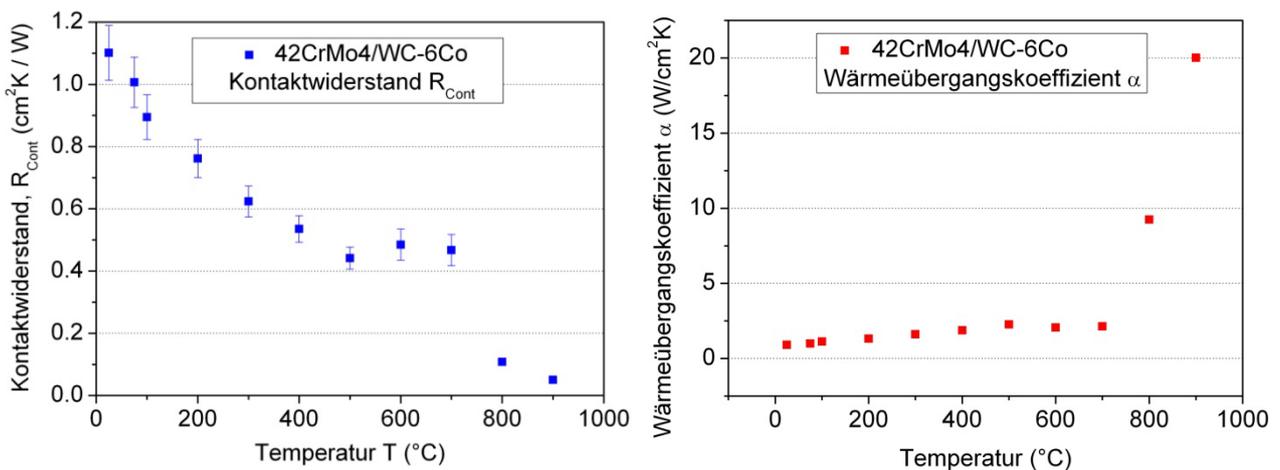


Abbildung 6-9 Kontaktwiderstand R_{Cont} (links) und Wärmeübergangskoeffizient (rechts) α für die Werkstoffpaarung 42CrMo4/WC-6Co [Sch-13]

Aus Abbildung 6-9 wird ersichtlich, dass der Kontaktwiderstand R_{Cont} mit steigender Temperatur abnimmt. Ein extremer Abfall ist im Bereich der

Austenitisierungstemperatur zu erkennen. Der sich ergebende Wärmeübergangskoeffizient steigt analog dazu mit höheren Temperaturen an und nimmt seine höchsten Werte nach dem Überschreiten der Austenitisierungstemperatur von 723 °C an. Zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten wurde über den gesamten Messbereich eine konstante Flächenpressung bei vollflächigem Kontakt der beiden Proben verwendet. Eine Abhängigkeit des Wärmeübergangs von variierten Flächenpressungen wurde nicht gesondert untersucht.

Zur Ermittlung der temperaturabhängigen Wärmeübergänge vom Werkstück in die Umgebung, wurden am Institut für technische Thermodynamik (ITT) thermodynamische Berechnungen durchgeführt. Die sich hieraus ergebenden Ergebnisse sind in Abbildung 6-10 dargestellt [Sch-13]. Die Berechnungen basieren dabei auf dem einfachen Modell einer ebenen Wand und entsprechen damit nicht exakt den räumlichen Verhältnissen zwischen Werkzeug und Werkstück im zweidimensionalen Spanbildungsmodell. Allerdings ermöglicht selbst dieses einfache Modell eine weitere Annäherung der Randbedingungen an den realen Prozess verglichen mit der Nichtberücksichtigung dieses Wärmeübergangs oder der Annahme eines konstanten Übergangskoeffizienten.

Die ermittelten Wärmeübergangsbeziehungen wurden in das FE-Modell für die Spanbildung implementiert. Dabei wurde der Wärmeübergang im Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück direkt in die Input-Datei eingefügt. Hierfür wurde zwischen beiden Körpern eine temperaturabhängige Leitfähigkeit (Gap Conductance) definiert, für welche die experimentell ermittelten Wärmeleitfähigkeiten aus Abbildung 6-9 tabellarisch vorgegeben werden konnten.

Die Implementierung des Wärmeübergangs zwischen Werkzeug/Werkstück und der Umgebung wurde mit Hilfe von Oberflächenfilmbedingungen (Film Condition) umgesetzt. Diese Methode ermöglicht die Vorgabe temperaturabhängiger Wärmeübergangskoeffizienten für zuvor definierte Oberflächen des Modells und eine wählbare Umgebungstemperatur. Für die Umgebungstemperatur wurde dabei ein Wert von 20 °C gewählt. Die mittels temperaturabhängigen Übergangskoeffizienten ermittelten Wärmeströme entsprechen den in Abbildung 6-10 dargestellten Werten.

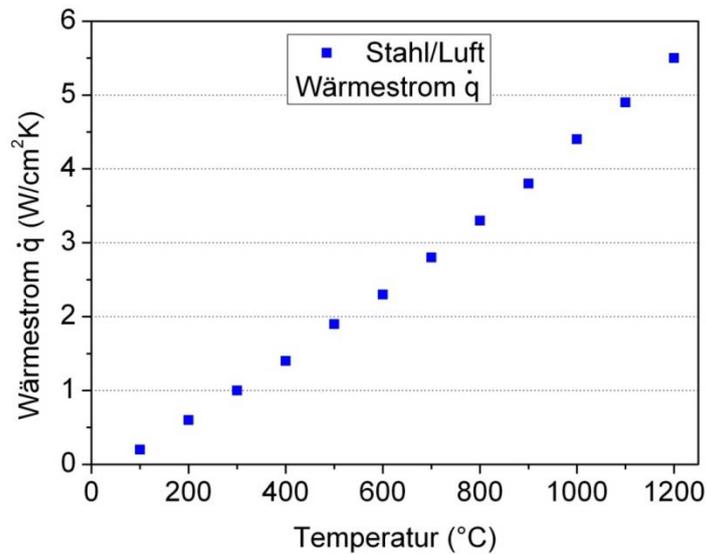


Abbildung 6-10 Berechneter temperaturabhängiger Wärmestrom \dot{q} von Werkstück und Werkzeug die Umgebung

Der berechnete Wärmestrom \dot{q} vom Werkstück in die Umgebung nimmt mit steigender Temperatur des Werkstücks zu. Entsprechend kühlen besonders heiße Bereiche im Verhältnis zu anderen Regionen schneller ab. Im Zusammenhang mit Gefügeumwandlungsprozessen ist dies besonders interessant, da somit gerade die Zonen besonders schnell abgeschreckt werden, welche durch hohe Temperaturen einen hohen Austenitgehalt aufweisen.

Die im Rahmen der Spanbildungssimulation aufgrund der Interaktion von Werkzeug und Werkstück auftretenden Temperaturfelder:

$$T(x, y, z, t)$$

Formel 6-3

gehen als Eingangsgröße in die Simulation der Phasenumwandlungen ein. Aufgrund der zuvor vorgestellten und implementierten Teilmodelle hängen diese Temperaturfelder direkt von den lokal herrschenden Reib- und Wärmeübergangsbedingungen sowie von den Prozess- und Werkzeuggeometrieparametern ab. Nach dem Fourier'schen Gesetz ergibt sich damit die Wärmestromdichte gemäß:

$$\dot{q}(x, y, z, t) = -\lambda(T) \cdot \text{grad}T(x, y, z, t)$$

Formel 6-4

mit der Zeit t und der Wärmeleitfähigkeit λ . Durch Lösen der folgenden partiellen Differentialgleichung für die Wärmeleitung (Fourier) für ein differentielles Volumenelement lässt sich die instationäre Temperaturverteilung im Werkstück berechnen:

$$c_p \cdot \rho \cdot \frac{\delta T}{\delta t} = \frac{\delta}{\delta x} \left(\lambda \cdot \frac{\delta T}{\delta x} \right) + \frac{\delta}{\delta y} \left(\lambda \cdot \frac{\delta T}{\delta y} \right) + \frac{\delta}{\delta z} \left(\lambda \cdot \frac{\delta T}{\delta z} \right) + \dot{Q}(x, y, z, t) \quad \text{Formel 6-5}$$

Dabei wird die Wärmemenge \dot{Q} im entsprechenden Volumenelement erzeugt oder diesem zugeführt. Sie ergibt sich aus der im Zerspanungsprozess entstehenden Wärme durch Reibung, plastischer Verformung sowie der Umwandlungswärme durch die Gefügeumwandlungen.

6.2 Gefügeumwandlungssimulation

Zur Abbildung der zerspanungsbedingten Phasenumwandlungen wurde auf das in 2.6.1 vorgestellte Modell zurückgegriffen, welches von Mioković zur Beschreibung der Umwandlungskinetik des Stahls 42CrMo4 beim Laserstrahlhärten entwickelt und validiert wurde [Mio-05, Mio-06]. Dieses Modell eignet sich sehr gut, da bei der Zerspanung ebenfalls sehr hohe Aufheiz- und Abkühlraten auftreten und das bestehende Modell die damit verbundenen Vorgänge der Kurzzeitaustenitisierung nachweislich sehr gut abbildet.

Die Umwandlungskinetik der diffusionsgesteuerten Phasenumwandlungen wird mittels des Ansatzes aus Formel 2-6 modelliert, wobei der maximale Austenitgehalt mit Hilfe einer an Formel 2-5 angelehnten Modifikation für 42CrMo4 berücksichtigt wird [A_Sch-13]. Diese Anpassung wird vorgenommen, da das verwendete Modell von Mioković immer einen maximalen Austenitgehalt von 100 % vorsieht. Werden bei der Zerspanung aber Temperaturen unter 911 °C erreicht, so muss von einem geringeren maximalen Austenitgehalt ausgegangen werden, welcher durch den folgenden Ausdruck beschrieben wird:

$$f_{A,\max} = 1 - \exp \left\{ -4 \left(\frac{T - A_{c1}}{A_{c3} - A_{c1}} \right)^2 \right\} \quad \text{Formel 6-6}$$

Hierdurch wird ermöglicht, dass der maximale Austenitgehalt in Abhängigkeit von der in der Randzone erreichten Temperatur von 0 % bis 100 % variieren kann. Auf eine Implementierung von druckabhängigen Austenitisierungstemperaturen wird verzichtet. Zur Absicherung dieser Vernachlässigung wurden in Zusammenarbeit mit dem Institut für angewandte Materialien – Werkstoffkunde und der Luleå Universität in Schweden thermodynamische Berechnungen mit dem Programm Thermo-Calc durchgeführt. Abbildung 6-11 zeigt die berechneten druckabhängigen Verläufe der Ac1- und Ac3-Temperatur [Sch-13_3].

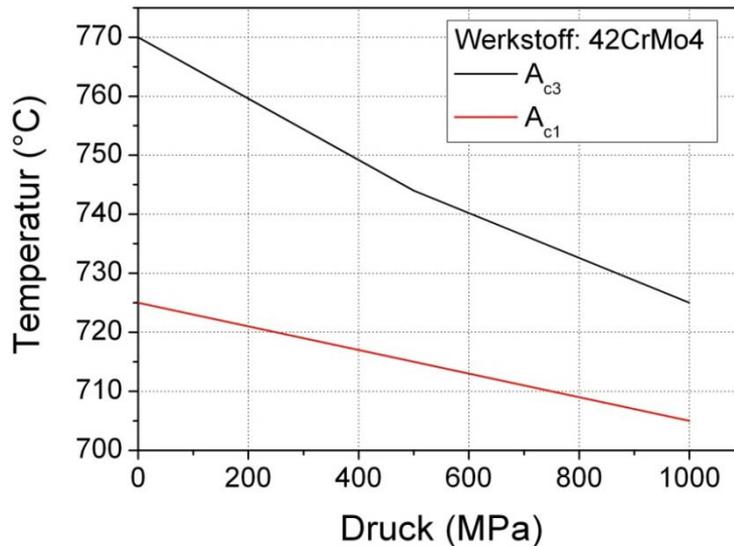


Abbildung 6-11 Verlauf der A_{c1} - und A_{c3} -Temperatur in Abhängigkeit des Drucks [Sch-13_3]

Wie aus Abbildung 6-11 deutlich wird, führt ein Druck von 1000 MPa zu einer Absenkung der A_{c1} -Temperatur von ca. 20 °C. Dieses Ergebnis deckt sich mit Ergebnissen von Stuart, welcher eine Absenkung der eutektoiden Temperatur einer Fe-0,81 wt.-% Legierung von 21 K bei einem Druck von 1000 MPa feststellen konnte [Stu-66]. Ramesh hingegen berechnete für den Wälzlagerstahl 100Cr6 eine druckabhängige Abnahme der A_{c1} -Temperatur von 118 °C bei einem hydrostatischen Druck von 1300 MPa [Ram-08]. Diese große Verschiebung der Umwandlungstemperatur erscheint im Vergleich zu den in Abbildung 6-11 gezeigten Ergebnissen überschätzt. Aufgrund der großen Heizraten und dem nachweislich größeren Einfluss der Kurzzeitaustenitisierung auf die Austenitisierungstemperaturen beim untersuchten Werkstoff 42CrMo4, wird der Druckeinfluss in der vorliegenden Arbeit vernachlässigt und auf dem Modell von Mioković aufgebaut.

Aufgrund der unterschiedlichen physikalischen Eigenschaften der Gefügeanteile kommt es durch die Gefügeumwandlungen zu umwandlungsbedingten Spannungen und Dehnungen. Diese Vorgänge werden wie in [Mio-05] mit Hilfe der Umwandlungsplastizität nach Greenwood und Johnson berücksichtigt [Gre-65]. So können die thermisch und umwandlungsbedingten Dehnungen folgendermaßen formuliert werden:

$$\varepsilon(T) = f_M \cdot \alpha_{th,M} \cdot T + f_M \cdot \varepsilon_{tr,\gamma \rightarrow M} + f_A \cdot \alpha_{th,A} \cdot T + f_{A,max} \cdot \varepsilon_{tr,\alpha \rightarrow \gamma} + f_{F,min} \cdot \alpha_{th,F} \cdot T$$

Formel 6-7

Mit $f_{M,\max} = f_{A,\max}$, $f_M = f_{A,\max} - f_A$, $f_{A,\max}$ aus Formel 6-7 und $\alpha_{th,M}$ dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Martensitphase, f_M dem Volumenanteil von Martensit und $\varepsilon_{tr,\gamma \rightarrow M}$ der Umwandlungsdehnung durch die Umwandlung von Austenit zu Martensit. Durch Umstellen von Formel 6-7 und mit Kenntnis von $f_{A,\max}$, $f_{F,\min}$, $\alpha_{th,M}$ und $\varepsilon_{tr,\alpha \rightarrow \gamma}$, kann der Volumenanteil des umgewandelten Martensits berechnet werden. Die Umwandlungskinetik der diffusionslosen Martensitbildung wird mit einem nach Skrotzki modifizierten Ansatz von Koistinen und Marburger beschrieben [Mio-05, Skr-91]:

$$f_M = f_{M,\max} \cdot \left(1 - \left(\frac{T - \bar{M}_f}{\bar{M}_s - \bar{M}_f} \right)^{2,5} \right) \quad \text{Formel 6-8}$$

mit dem maximalen Martensitgehalt $f_{M,\max}$ und den durchschnittlichen Martensitstart- und -endtemperaturen \bar{M}_s und \bar{M}_f . Mioković ermittelte die \bar{M}_s - und \bar{M}_f -Temperaturen durch Fitten der $f_M(T)$ -Funktion an experimentell ermittelte Daten.

Die Simulation der diffusionsgesteuerten Umwandlungen erfolgt mittels des in Formel 2-4 vorgestellten Avrami-Ansatzes.

Zur Berechnung der durch die Gefügeumwandlungen resultierenden Härte der Bauteilrandschicht wird ebenfalls der in [Mio-05] verwendete Ansatz einer linearen Superposition der Einzelhärtewerte der Gefügebestandteile zur Berechnung einer Gesamthärte H_{total} nach [Den-92 und Ash-84] herangezogen:

$$H_{total} = (f_M H_M + f_\alpha H_\alpha + H_{(Fe,Misch)-Karbide} + H_{Mischkarbide}) \quad \text{Formel 6-9}$$

Dabei stellen f_M und f_α die Volumenanteile der Phasen Martensit und Ferrit dar. Die Gesamthärte ergibt sich aus den Einzelhärten dieser beiden Phasen und den Härten der sich auflösenden Eisen- und Mischkarbide $H_{(Fe,Misch)-Karbide}$ sowie der feindispersen ungelösten Mischkarbide $H_{Mischkarbide}$. Der gewählte Ansatz zur Härteberechnung setzt voraus, dass in der durch den Zerspanungsprozess gehärteten Randschicht nur diese Phasen auftreten, d.h. keine bainitischen oder perlitischen Anteile vorliegen.

Die Einbindung der Umwandlungskinetik und der damit verbundenen Beschreibungen der Umwandlungswärme und Dehnungen in das FE-Spanbildungsmodell wurde mit Hilfe spezieller Subroutinen realisiert. Die praktische Umsetzung erfolgt dabei gemeinsam mit der Beschreibung des

elastisch-plastischen Materialverhaltens in einer Datei. Das Ablaufdiagramm in Abbildung 6-12 zeigt schematisch den Ablauf der Spanbildungssimulation und der dabei interagierenden Subroutinen.

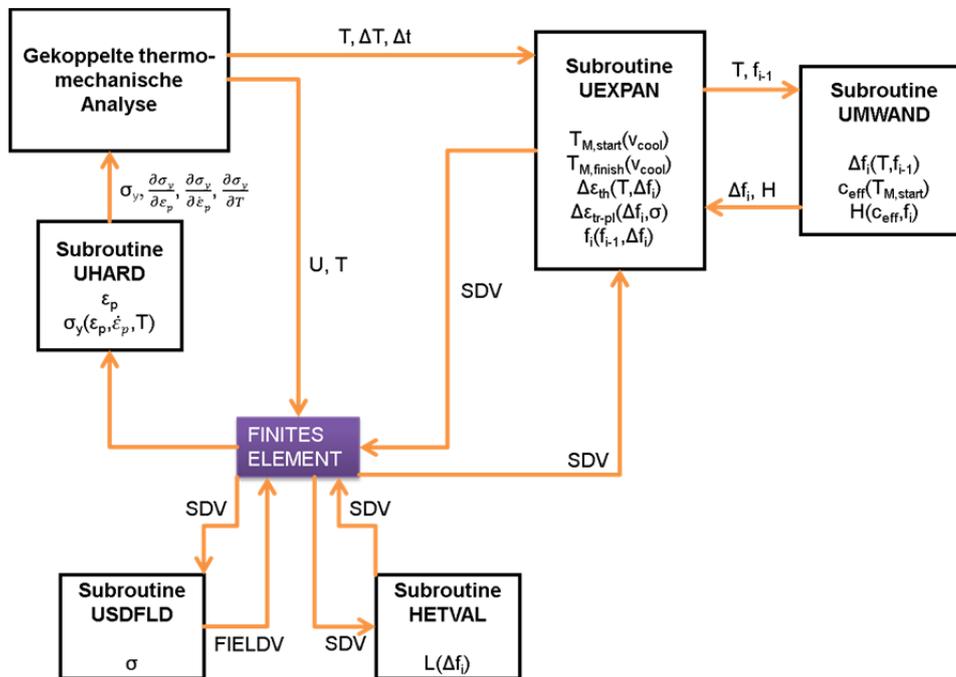


Abbildung 6-12 Ablaufdiagramm und Interaktion Subroutinen für das Spanbildungsmodell mit Phasenumwandlungen

Gemäß dem in Abbildung 6-12 dargestellten Ablauf wird jedes einzelne finite Element zunächst einer gekoppelten thermo-mechanischen Analyse hinsichtlich seiner Verformung und der Temperaturen sowie deren zeitlichem Verlauf unterzogen. Die Bedingungen für das elastisch-plastische Materialverhalten werden dabei aus der Subroutine UHARD bezogen. Innerhalb der Subroutine UEXPAND werden unter Zuhilfenahme einer weiteren Subroutine (UMWAND) die Umwandlungstemperaturen sowie die Anteile der Gefügebestandteile sowie deren Ausdehnungen berechnet. Durch die Nutzung von Statusvariablen, d.h. Variablen deren Wert sich innerhalb der Rechnung ändern kann, sowie der Subroutine USDFLD wird sichergestellt, dass die Werkstoffeigenschaften gefügebestandteilsspezifisch berücksichtigt werden.

6.3 Kombination von Spanbildungs- und Gefügeumwandlungssimulation

Die Beschreibung des Werkstoffs 42CrMo4 wurde sowohl hinsichtlich des plastischen Materialverhaltens als auch der Umwandlungskinetik mit Hilfe einer ABAQUS-Subroutine (UHARD) umgesetzt. Innerhalb dieser Routine werden alle benötigten weiteren Subroutinen formuliert und während der Simulation

aufgerufen. Das Materialmodell für die Zerspanung wurde somit durch die Kombination mit dem Materialmodell zur Beschreibung der Phasenumwandlungsprozesse und der Randschichthärte erweitert. Mögliche Konflikte innerhalb der Subroutine durch die Interaktion mehrerer Module werden durch die Definition und den Einsatz von Statusvariablen verhindert.

Mit Hilfe des beschriebenen Ansatzes konnte ein Modell erstellt werden, welches es ermöglicht, mikrostrukturelle Phasenumwandlungen in der zerspannten Randschicht des Werkstoffs 42CrMo4 vorherzusagen [Sch-13]. Bereits existierende Modelle zur Beschreibung dieses Sachverhalts sind dagegen oftmals nicht in der Lage, den Prozess der Kurzzeitaustenitisierung zu berücksichtigen oder gehen von einer Dominanz nicht thermischer Ursachen für die Umwandlung des Werkstoffgefüges aus [Umb-04, Umb-10_2, Umb-12]. Zusätzlich wurden wesentliche Aspekte des Zerspanungsvorgangs wie die Reibung und der Wärmeübergang durch detaillierte Modelle untersucht und im Modell zur Vorhersage zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen berücksichtigt. Die Validität der einzelnen Teilmodelle wurde dabei jeweils geprüft [Sch-11_2, Sch-11_3, Sch-13].

6.4 Validierung der 2D-Simulationsergebnisse

Um die Genauigkeit des FE-Spanbildungsmodells beurteilen zu können, wurden die Ergebnisse der Schnittkraft- und Temperaturberechnung sowie die berechneten Gefügeumwandlungen mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. Abbildung 6-13 zeigt hierfür den Abgleich der simulierten spezifischen Schnittkräfte ($k_{c\text{-Modell}}$) mit den gemessenen spezifischen Schnittkräften aus den Drehversuchen im orthogonalen Schnitt ($k_{c\text{-Experiment}}$). Dabei sind die berechneten Ergebnisse logarithmisch über den ebenfalls logarithmisch dargestellten experimentellen Ergebnissen aufgetragen.

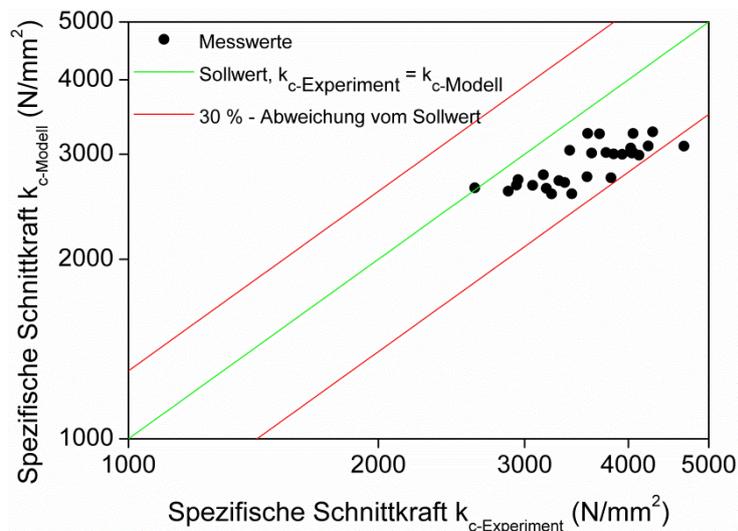


Abbildung 6-13 Vergleich der simulierten und gemessenen spezifischen Schnittkräfte

Die schwarzen Punkte in Abbildung 6-13 stellen die gemessenen spezifischen Schnittkräfte dar. Die grüne Linie repräsentiert den Idealfall einer 100-prozentigen Übereinstimmung von Modell und Experiment und die roten Linien markieren eine Abweichung von der idealen Übereinstimmung von jeweils 30 %. Es ist zu erkennen, dass die berechneten Kräfte größtenteils innerhalb der definierten 30 %-Toleranzgrenze liegen. Insgesamt ist allerdings eine Tendenz zur Unterschätzung der simulativ bestimmten Kräfte festzustellen. Das ist zum einen auf mögliche Messfehler im Experiment aber auch auf die Nichtberücksichtigung des Werkzeugverschleißes in der Simulation zurückzuführen. Gleiches gilt für die spezifischen Passivkräfte, wie Abbildung 6-14 zeigt.

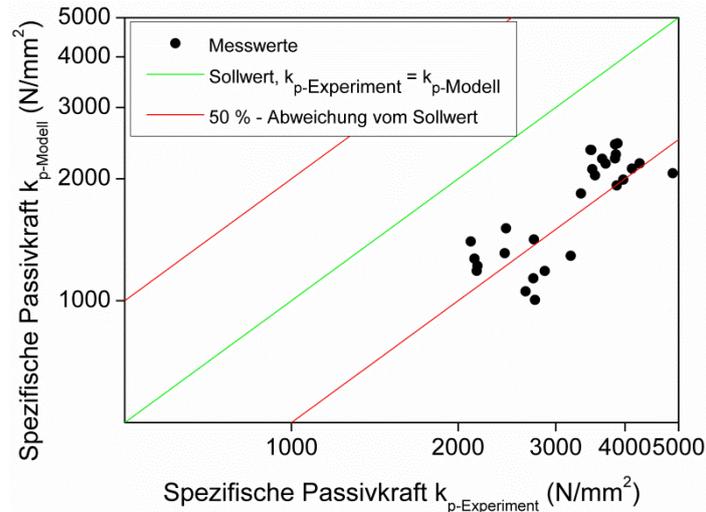


Abbildung 6-14 Vergleich der simulierten und gemessenen spezifischen Passivkräfte

Die spezifischen Passivkräfte werden von der Simulation noch stärker unterschätzt als die spezifischen Schnittkräfte. Als Grund hierfür werden einerseits wieder die fehlende Berücksichtigung des Werkzeugverschleißes und Messfehler vermutet, andererseits kann dies auch ein Hinweis auf eine notwendige Verbesserung des verwendeten Modells zur Beschreibung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens darstellen. Dabei wird insbesondere die Beschreibung der Materialentfestigung bei hohen Temperaturen als mögliche Fehlerquelle vermutet, da wie im eigenen Ansatz beschrieben, auf vorhandene Parameter des Werkstoffs C45 für die Hochtemperaturentfestigung zurück gegriffen wurde. Analog zu den spezifischen Schnittkräften zeigt Abbildung 6-15 den Abgleich der berechneten Temperaturen an der Spanunterseite mit den im Drehprozess gemessenen Temperaturen.

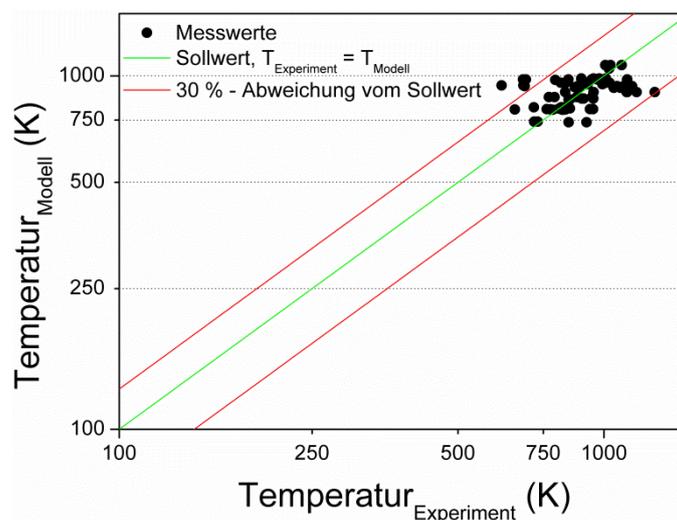


Abbildung 6-15 Vergleich der simulierten und gemessenen Temperaturen an der Spanunterseite

Wie Abbildung 6-15 zu entnehmen ist, stimmen die mit der Spanbildungssimulation berechneten Temperaturen sehr gut mit den beim Drehen im orthogonalen Schnitt gemessenen Werten überein. So liegen nahezu alle Werte innerhalb der definierten 30 %-Toleranz um den Idealwert. Ein Anteil von über 70 % der berechneten Temperaturen zeigt dabei eine Abweichung unter 5 %.

Der optische Vergleich der durch den Zerspanungsprozess erzeugten Gefügeumwandlungen in der Bauteilrandschicht bestätigt die hohe Güte des entwickelten Modells. Wie der Vergleich in Abbildung 6-16 zeigt, können die Schichtdicke sowie die resultierende Gefügehärte und deren Tiefenverlauf sehr genau vorhergesagt werden. Dabei wird angenommen, dass ab einem Martensitgehalt von 50 % eine weiße Schicht vorliegt.

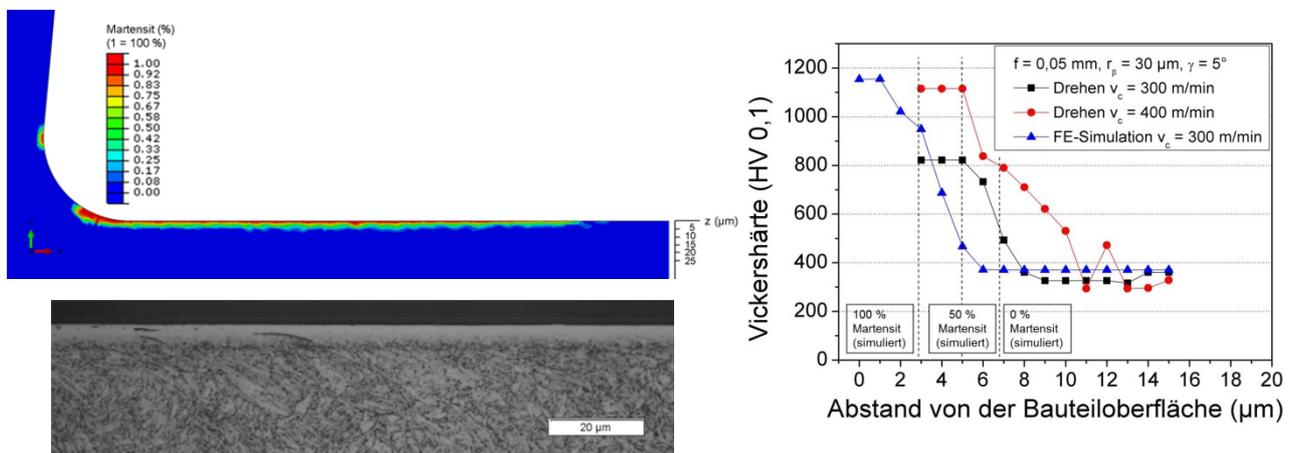


Abbildung 6-16 Vergleich der simulierten Schichtdicke ($v_c = 300$ m/min, $f = 0,05$ mm, $\gamma = 5^\circ$) und des Tiefenverlaufs der Gefügehärte mit den Ergebnissen aus den Drehversuchen im orthogonalen Schnitt

Abbildung 6-16 links zeigt deutlich, dass das erstellte Spanbildungsmodell in der Lage ist, die bei den Prozessparametern $v_c = 300$ m/min, $f = 0,05$ mm und $\gamma = 5^\circ$ nachgewiesene Bildung einer weißen Schicht und ihre Dicke von 5 µm vorherzusagen. Die berechnete Härte des Gefüges stimmt ebenfalls mit den Messwerten der metallographischen Untersuchungen überein, wie aus Abbildung 6-16 ersichtlich wird. Hierbei ist anzumerken, dass mit Hilfe der Simulation auch die Härte an der unmittelbaren Oberfläche berechnet werden kann, was bei der verwendeten experimentellen Messmethode nicht möglich ist. Aus diesem Grund kommt es im Bereich des Abstandes unterhalb von 6 µm zu den erkennbaren Abweichungen zwischen Simulation und Experiment. Die etwas größeren Härtewerte im Bereich von 5 – 8 µm auf experimenteller Seite, können zudem

mit dem im Rahmen der Drehversuche erwähnten Mehrfachüberdrehen der Oberfläche innerhalb eines Versuchs begründet werden. Hierdurch kann evtl. eine größere Tiefenwirkung erzielt werden. Auf die Darstellung eines Härtetiefenverlaufs für die Schnittgeschwindigkeit $v_c = 400 \text{ m/min}$ wird in Abbildung 6-16 verzichtet, da es bei der Spanbildungssimulation mit dem variablen Reibungskoeffizienten bei hohen Schnittgeschwindigkeiten zu numerischen Instabilitäten kam. Die Annahme eines konstanten Reibbeiwertes würde die Simulation allerdings stark beeinflussen und eine Vergleichbarkeit nicht zulassen.

Insgesamt muss darauf hingewiesen werden, dass es sich bei den Abweichungen der Härte größtenteils um Differenzen von wenigen Mikrometern handelt, so dass eine hohe Modellgüte bestätigt werden kann.

6.5 Diskussion und Zusammenfassung

Die der Simulationsergebnisse mit den Ergebnissen der Drehversuche im orthogonalen Schnitt zeigen eine gute Übereinstimmung der untersuchten Parameter. Sowohl die spezifischen Schnittkräfte als auch die Zerspantemperaturen werden von dem entwickelten zweidimensionalen Spanbildungsmodell mit guter Genauigkeit abgebildet. Dabei muss betont werden, dass im Gegensatz zu oftmals durchgeführten Fits des Materialverhaltens auf gemessene Größen, echte Materialdaten für den Aufbau des Modells verwendet wurden. Die Abweichungen bezüglich der Schnittkräfte, insbesondere der Passivkräfte, sind neben modellbedingten Vereinfachungen, wie der Abschätzung des Hochtemperaturverhaltens, auf die Nichtberücksichtigung des Werkzeugverschleißes sowie Toleranzen im Versuchsaufbau zurückzuführen.

Die für die Vorhersage von Gefügeumwandlungen besonders wichtigen Zerspantemperaturen werden vom entwickelten Spanbildungsmodell sehr genau wiedergegeben.

7 Ergebnisse der 2D-Spanbildungssimulationen

Mit dem in 6.1 vorgestellten FE-Spanbildungsmodell wurden Variantenrechnungen durchgeführt, um den Einfluss der Prozessparameter auf die resultierenden Kräfte, Temperaturen und vor allem auf die sich einstellende Mikrostruktur der Randzone zu untersuchen. Die berechneten Zerspanungskräfte und Temperaturen wurden außerdem dazu verwendet, das Spanbildungsmodell zu validieren.

7.1 Parametervariationen (v_c , f , γ)

Im Rahmen der Variantenrechnungen wurden die Parameter Schnittgeschwindigkeit v_c , Vorschub f , sowie der Spanwinkel γ variiert. Beim Drehen im orthogonalen Schnitt entspricht der Vorschub der Spanungsdicke h . Eine Variation des Vorschubs f entspricht daher einer Veränderung der Spanungsdicke h . Die Parametervariationen erfolgten dabei in folgendem Umfang:

- Schnittgeschwindigkeit v_c : 75 m/min – 400 m/min
- Vorschub f : 0,05 mm – 0,1 mm
- Spanwinkel γ : -5° – $+5^\circ$

Da die Spanwinkelvariation bei den Zerspanversuchen über eine einfache Verkipfung des Zerspanungswerkzeugs realisiert und der Keilwinkel β konstant belassen wurde, ändert sich der Freiwinkel α bei einer Modifizierung des Spanwinkels ebenfalls. Für die Spanbildungssimulationen wurde deshalb ebenfalls ein konstanter Keilwinkel $\beta = 83^\circ$ definiert und die Variation des Spanwinkels durch Kippen des modellierten Schneidkeils realisiert.

Zur Quantifizierung der Einflüsse der detaillierten Reibungs- und Wärmeübergangsmodellierung wurden außerdem weitere Varianten berechnet. Die im Folgenden dargestellten Ergebnisse bezüglich der Zerspanungskräfte und Temperaturen basieren auf dem Gesamtmodell inklusive des entwickelten Reibungsmodells und der detaillierten Berücksichtigung der Wärmeübergänge. Der Einfluss dieser Teilmodelle wird im Rahmen der Diskussion dieses Kapitels vorgestellt.

7.1.1 Berechnete Zerspanungskräfte

Zur Berechnung der Zerspankräfte wurden die Reaktionskräfte an der Werkzeugschneide in x- und y-Richtung ausgewertet und entsprechen damit der Schnitt- und Passivkraft. Dabei wurde darauf geachtet, dass sich ein stabiler Spanbildungsprozess eingestellt hat und sich die Kräfte nicht mehr signifikant ändern. Dieser Einlaufbereich ist für die spezifische Schnittkraft in Abbildung 7-1 beispielhaft für eine Schnittgeschwindigkeit $v_c = 150$ m/min und einen Vorschub $f = 0,05$ mm dargestellt.

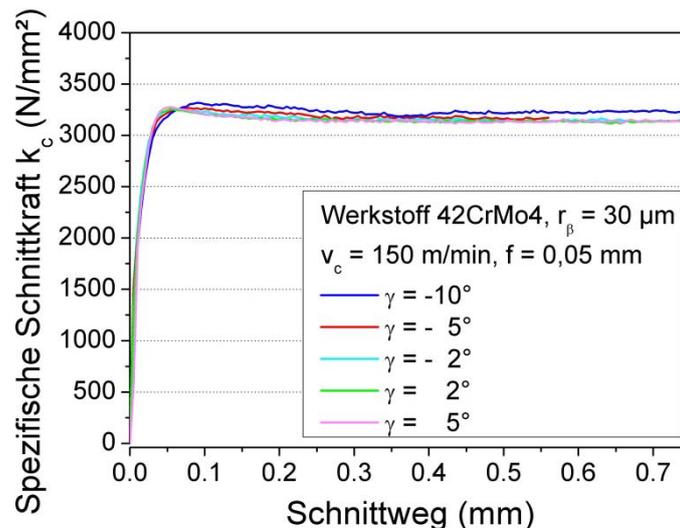


Abbildung 7-1 Einlaufverhalten der spezifischen Schnittkraft bei der Spanbildungssimulation ($v_c = 150$ m/min, $f = 0,05$ mm) [A_Bac-13]

Abbildung 7-1 zeigt deutlich, wie sich nach einem Schnittweg von etwa 0,3 mm unabhängig vom Spanwinkel ein konstantes Niveau der spezifischen Schnittkräfte ausbildet. Im weiteren Verlauf der Simulation kommt es zu keiner weiteren Änderung der Kräfte, weshalb davon ausgegangen werden kann, dass nach einem Zerspanweg von ca. 0,3 mm ein stabiler Spanbildungsvorgang erreicht ist. Analog hierzu wurden die Kräfte bei allen Spanbildungssimulationen ausgewertet. Für die Untersuchung der Zerspanungstemperaturen wurde ebenfalls ein quasi-stationärer Zustand der Temperaturen im Umfeld der Schneide herangezogen. Hier war zusätzlich aber auch von Interesse, ab wann bereits bei niedrigeren Temperaturen Umwandlungsvorgänge im bearbeiteten Werkstückmaterial einsetzen.

Abbildung 7-2 zeigt die berechneten spezifischen Schnittkräfte in Abhängigkeit von Schnittgeschwindigkeit, Vorschub und Spanwinkel.

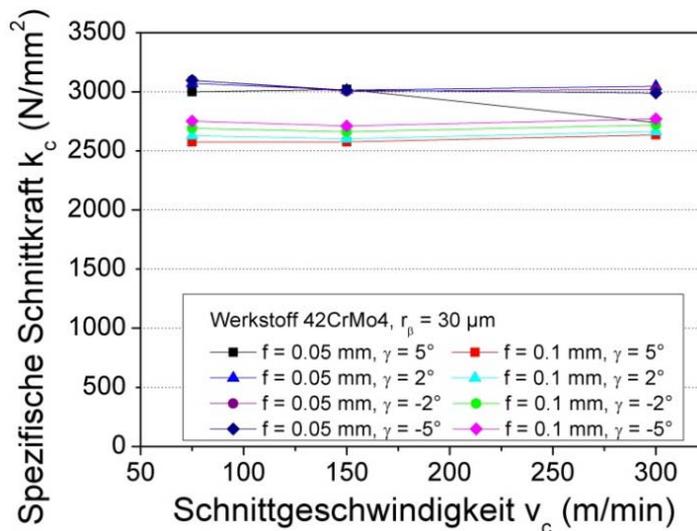


Abbildung 7-2 Simulierte spezifische Schnittkräfte in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit

Wie Abbildung 7-2 entnommen werden kann, führt eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit zu einer leichten Abnahme der spezifischen Schnittkräfte, was mit der thermischen Entfestigung des Werkstückmaterials bei hohen Geschwindigkeiten und damit erhöhten Prozesstemperaturen begründet werden kann. Die Variation des Vorschubs wirkt sich ebenfalls leicht auf die spezifischen Schnittkräfte aus, so treten beim größeren Vorschub von $f = 0,1$ mm etwas geringere spezifische Kräfte auf als bei $f = 0,05$ mm.

Die Variation des Spanwinkels wirkt sich sichtbar auf die spezifischen Schnittkräfte aus, wie Abbildung 7-3 für die variierten Vorschübe $f = 0,05$ mm (links) und $f = 0,1$ mm (rechts) sowie die Schnittgeschwindigkeiten $v_c = 75$ m/min, $v_c = 150$ m/min und $v_c = 300$ m/min verdeutlicht.

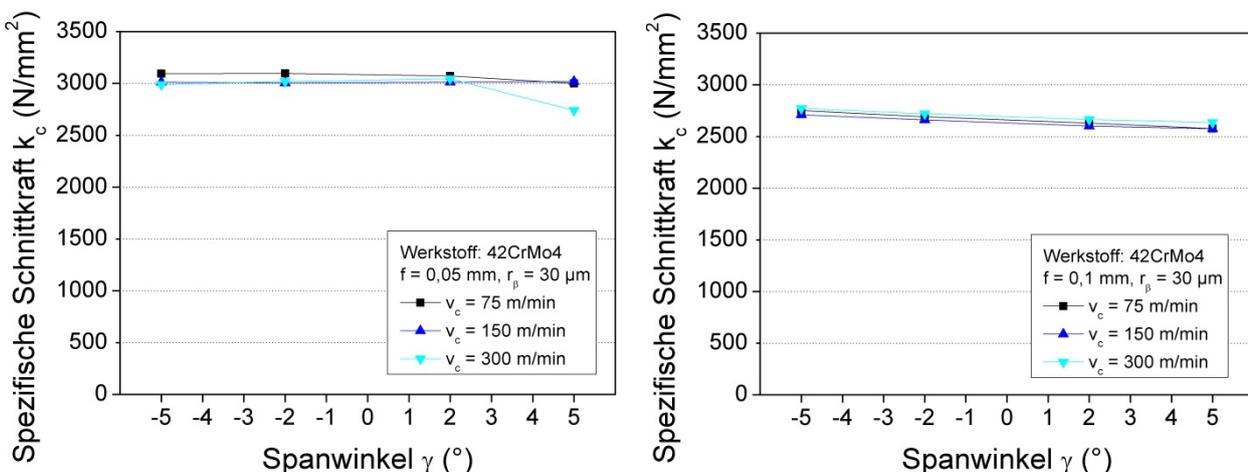


Abbildung 7-3 Simulierte spezifische Schnittkräfte in Abhängigkeit vom Spanwinkel

Die Verläufe der spezifischen Schnittkräfte in Abbildung 7-3 zeigen für alle untersuchten Parameterkombinationen eine negative Steigung bei einer sukzessiven Änderung des Spanwinkels von -5° zu $+5^\circ$. Da es sich insgesamt nur um einen Bereich von 10° handelt, ist der Unterschied nicht gravierend, aber dennoch nicht von der Hand zu weisen. Im Falle des größeren Vorschubs (Abbildung 7-3 rechts) ist der Trend deutlicher zu erkennen, was mit dem kleineren Verhältnis von Schneidkantenradius r_β und Spannungsdicke h begründet wird. Der geringe Vorschub $f = 0,05$ mm übersteigt den Schneidkantenradius $r_\beta = 0,03$ mm nur geringfügig, wodurch sich eine Änderung des Spanwinkels weniger stark auf die spezifischen Schnittkräfte auswirkt als bei dem größeren Vorschub $f = 0,1$ mm.

Die Darstellung der berechneten spezifischen Passivkräfte in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit in Abbildung 7-4 zeigt ebenfalls klare Abhängigkeiten von den variierten Prozess- und Werkzeugparametern.

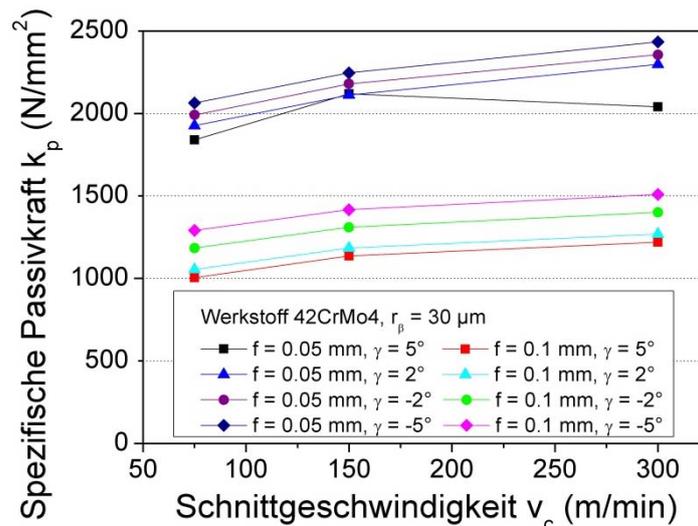


Abbildung 7-4 Simulierte spezifische Passivkräfte in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit

Wie aus Abbildung 7-4 ersichtlich wird, steigen die spezifischen Passivkräfte mit zunehmenden Schnittgeschwindigkeiten an. Grund hierfür sind die zunehmenden Dehnraten, welche zu einer Erhöhung der Fließgrenze beitragen, was sich in der Richtung der Passivkraft stärker auszuwirken scheint als die thermische Entfestigung, welche in Aktivrichtung überwiegt. Wiederum ist zu erkennen, dass die spezifischen Kräfte auch in Passivrichtung bei größerem Vorschub niedriger ausfallen als bei niedrigerem Vorschub. Hierbei macht sich das Verhältnis von Schneidkantenradius ($30 \mu\text{m}$) und Vorschub ($50 \mu\text{m}$ bzw. $100 \mu\text{m}$) besonders bemerkbar und führt im Falle des größeren Vorschubs zu

einem definierteren Trennprozess und entsprechend geringeren spezifischen Passivkräften.

Die Variation des Spanwinkels von -5° zu $+5^\circ$ führt bei den spezifischen Passivkräften zu einem abnehmenden Verlauf, der etwas deutlicher als bei den spezifischen Schnittkräften ist (vgl. Abbildung 7-5).

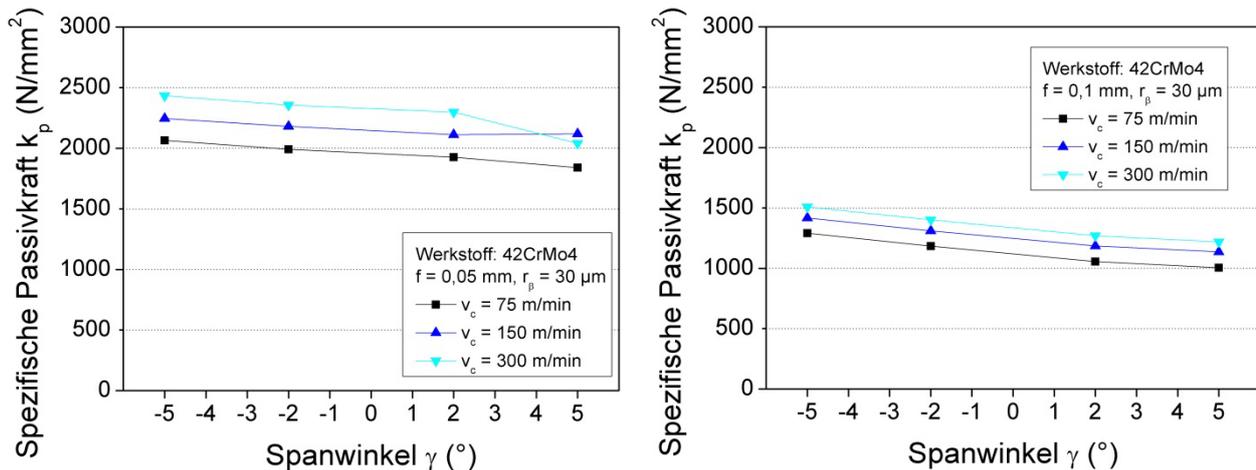


Abbildung 7-5 Simulierte spezifische Passivkräfte in Abhängigkeit vom Spanwinkel

Insgesamt kann festgestellt werden, dass die spezifischen Passivkräfte deutlich unterhalb der Beträge der spezifischen Schnittkräfte liegen.

7.1.2 Berechnete Zerspantemperaturen

Die aus der Interaktion von Werkzeug und Werkstück resultierenden Prozesstemperaturen können direkt aus der Simulation, an einem definierten Punkt der Spanfläche, ausgelesen werden. Abbildung 7-6 zeigt die berechneten Temperaturen an der Spanunterseite (Position vgl. schwarzer Punkt Abbildung 7-7) in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit für die Vorschübe $f = 0,05$ mm (links) und $f = 0,1$ mm (rechts).

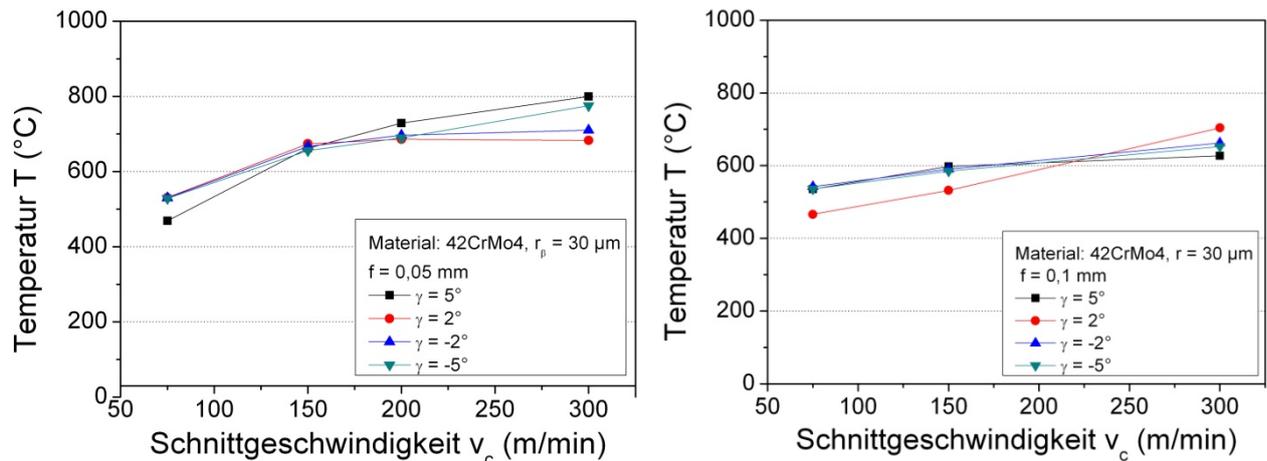


Abbildung 7-6 Simulierte Temperaturen an der Spanunterseite in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit für $f = 0,05 \text{ mm}$ (links) und $f = 0,1 \text{ mm}$ (rechts)

Die Ergebnisse der Spanbildungssimulationen in Abbildung 7-6 zeigen die erwartete Zunahme der Temperaturen an der Spanunterseite bei steigenden Schnittgeschwindigkeiten. Beim Vergleich der Vorschubabhängigkeit fällt auf, dass sich die Temperaturen mit sinkendem Vorschub leicht nach oben verschieben. Das ist darauf zurückzuführen, dass bei kleinerem Vorschub, d.h. kleinerer Spanungsdicke, die Wärmeentwicklungen durch Reib- und Quetschvorgänge und deren größerem Anteil bei negativen Spanwinkeln gegenüber der Wärmeentstehung durch Werkstofftrennung und plastischer Verformung überwiegen. Darüber hinaus verändert sich durch die unterschiedliche Spankrümmung auch die Kontaktlänge von Werkzeug und Span. Dadurch verändert sich die Ausbildung des Temperaturfeldes um die Schneide herum signifikant, was in Abbildung 7-7 dargestellt ist.

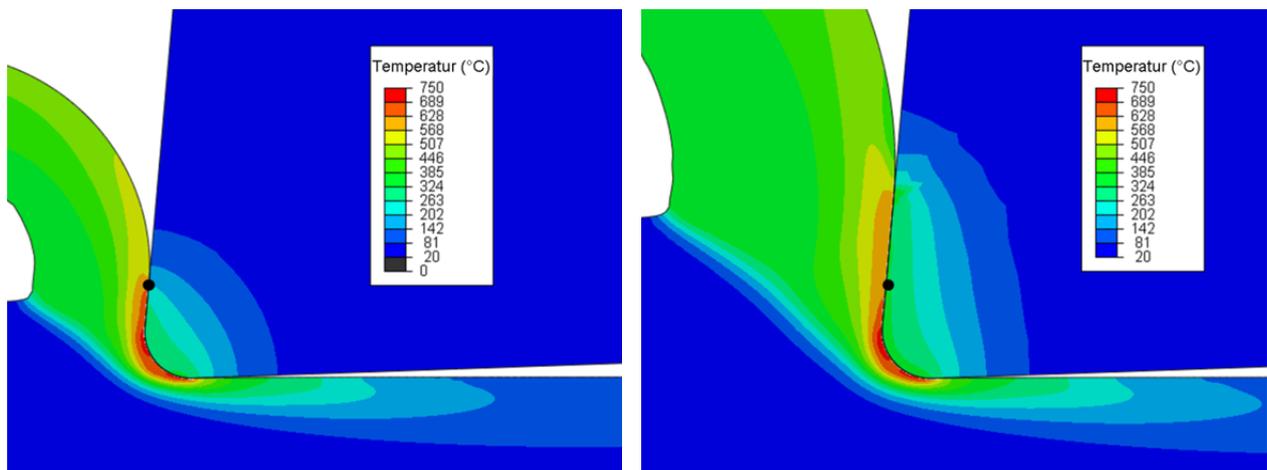


Abbildung 7-7 Berechnete Temperaturfelder bei der Zerspanung mit varierten Vorschüben/Spanungsdicken, $f = 0,05 \text{ mm}$ (links) und $f = 0,1 \text{ mm}$ (rechts)
($v_c = 300 \text{ m/min}$, $r_\beta = 30 \text{ µm}$, $\gamma = 5^\circ$)

Wie in Abbildung 7-7 zu erkennen ist, führt die Verwendung des größeren Vorschubs dazu, dass der dickere Span mehr Wärme aus der Prozesszone abführen kann, wodurch lokal an der Spanfläche etwas geringere Temperaturen auftreten. Bei kleinerem Vorschub konzentriert sich die besonders heiße Zone an der Spitze des Werkzeugs und wirkt dadurch stärker im Bereich von Werkzeugfreifläche und Bauteiloberfläche.

Neben der Schnittgeschwindigkeit und dem Vorschub wirkt sich auch die Veränderung des Spanwinkels auf das resultierende Temperaturfeld in der Prozesszone aus. Abbildung 7-8 zeigt die Temperaturverläufe an der Spanunterseite in Abhängigkeit des variierten Spanwinkels, wiederum für die Vorschübe $f = 0,05$ mm (links) und $f = 0,1$ mm (rechts).

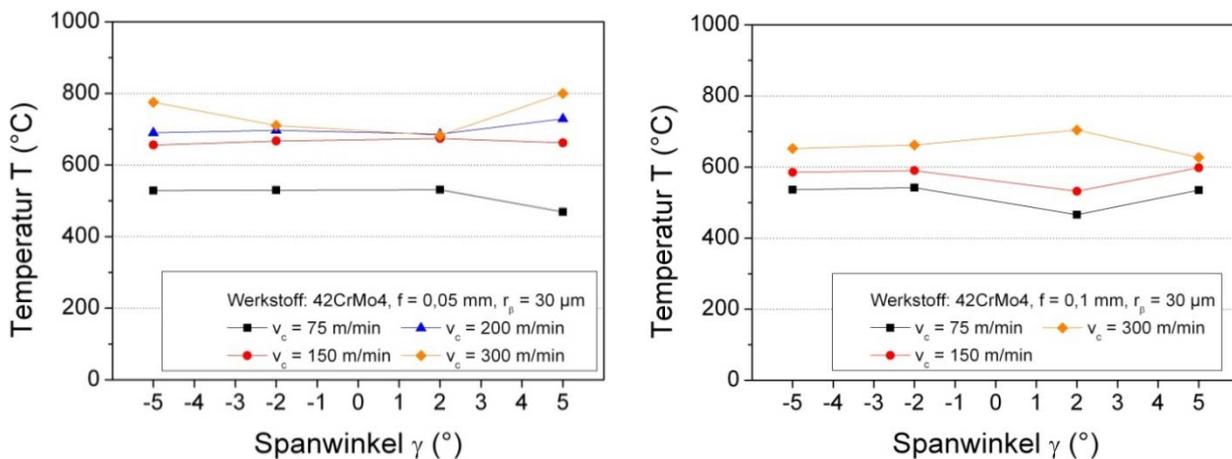


Abbildung 7-8 Simulierte Temperatur an der Spanunterseite in Abhängigkeit des Spanwinkels für $f = 0,05$ mm (links) und $f = 0,1$ mm (rechts)

Die Verläufe der Spantemperaturen in Abbildung 7-8 lassen nur einen leichten Einfluss des Spanwinkels auf die resultierende Temperatur erkennen. Insgesamt kann eine leicht abnehmende Tendenz festgestellt werden, wenn der Spanwinkel schrittweise von -5° auf $+5^\circ$ geändert wird. Grund hierfür sind die verstärkte Spanstauchung und das veränderte Fließverhalten des Materials an der Schneidkante bei Verwendung eines negativen Spanwinkels. Dadurch und durch die gleichzeitige Vergrößerung des Freiwinkels wird mehr Wärme über den Span abgeführt. Hierdurch verschiebt sich der heiße Bereich der Prozesszone zwar in Richtung des Bauteils, wird allerdings insgesamt kleiner und die reibungsbedingte Wärmequelle an der Freifläche verschwindet aufgrund des größeren Freiwinkels. Die thermische Belastung des Bauteils sinkt demnach bei Verwendung eines negativen Spanwinkels. Zur Veranschaulichung dieses Zusammenhangs zeigt Abbildung 7-9 die resultierenden Temperaturfelder für die beiden Spanwinkel von -5° (links) und $+5^\circ$ (rechts).

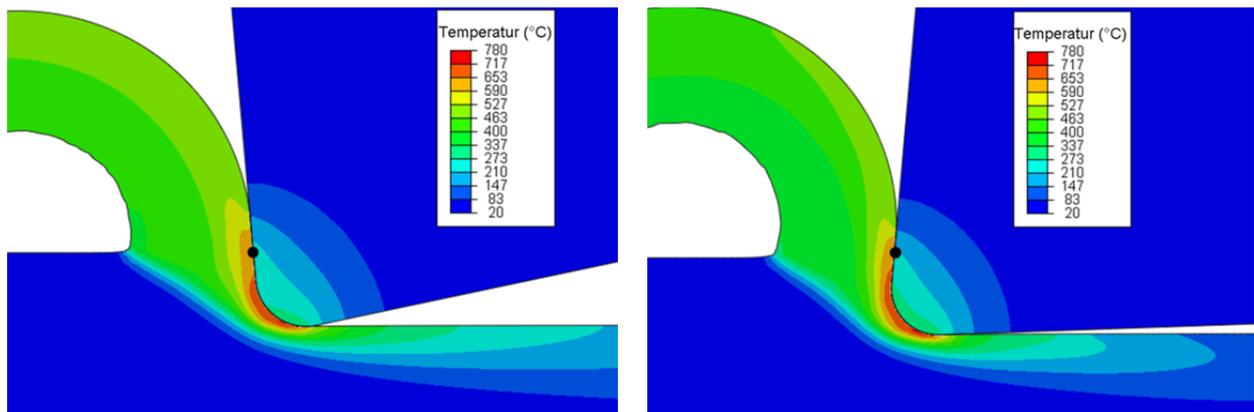


Abbildung 7-9 Berechnete Temperaturfelder bei der Zerspaltung mit unterschiedlichen Spanwinkeln, $\gamma = -5^\circ$ (links) und $\gamma = +5^\circ$ (rechts)
 ($v_c = 300 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm}$, $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)

7.1.3 Berechnete Gefügewandlungen in der Bauteilrandschicht

Die durchgeführten Spanbildungssimulationen sollen mögliche Phasenumwandlungen in der Bauteilrandschicht vorhersagen. In Abhängigkeit der Prozess- und Werkzeuggeometrieparameter stellen sich wie gezeigt verschiedenartige thermische Lastkollektive an der Bauteiloberfläche ein. Infolge dieser parameterabhängigen, variierenden Prozessbedingungen bilden sich entsprechende Randschichten mit charakteristischen Eigenschaften aus. Im Folgenden wird zunächst ein exemplarisches Ergebnis der zerspaltungsbedingten Gefügewandlung vorgestellt und diskutiert. Anschließend wird der Einfluss der variierten Parameter auf die Charakteristika der Bauteilrandschicht gezeigt und ein Ansatz zur Vermeidung bzw. gezielten Einstellung von weißen Schichten formuliert.

Aufgrund der hohen Temperaturen in der Zerspaltungzone beginnt das Werkstückmaterial unmittelbar vor der Schneidkante zu austenitisieren. Abbildung 7-10 zeigt die Simulation zu diesem Zeitpunkt. Die in Abbildung 7-10 rechts grün dargestellten Werkstückbereiche repräsentieren dabei die austenitisierten Bauteilrandzone.

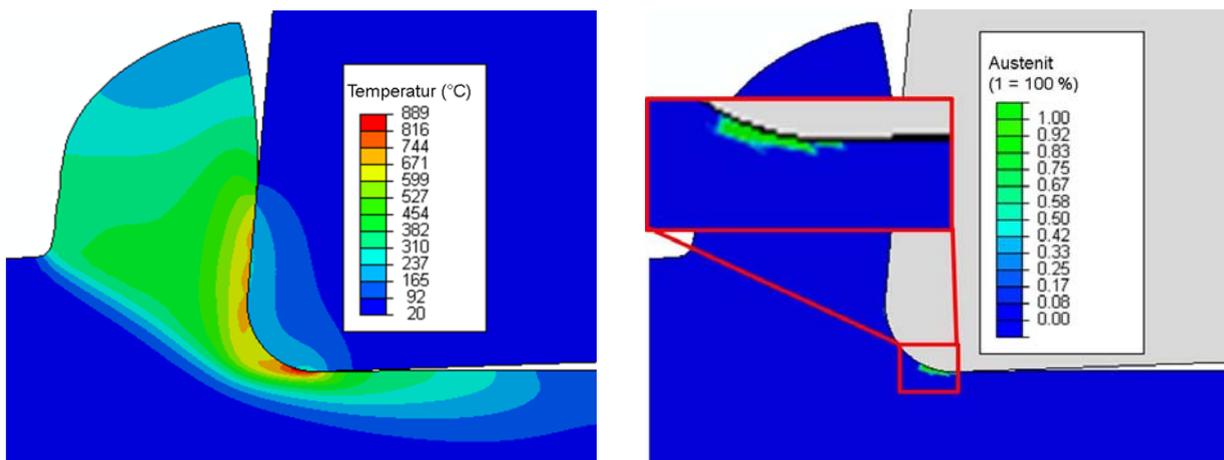


Abbildung 7-10 Temperaturen in der Zerspanszone (links) und resultierende Austenitisierung im Bereich der primären und sekundären Scherzone vor der Schneidkante (rechts) ($v_c = 300 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm}$, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)

Es ist deutlich zu erkennen, wie es im heißesten Bereich des Werkstücks zum Beginn der Austenitisierung kommt. Im weiteren Verlauf der Bearbeitung stellt sich ein mit der Schneide wanderndes Temperaturfeld ein und vergrößert den Bereich des austenitisierten Werkstückmaterials ebenfalls und es bildet sich eine Austenitschicht auf der Spanunterseite und der Oberfläche des späteren Bauteils was in Abbildung 7-11 dargestellt ist.

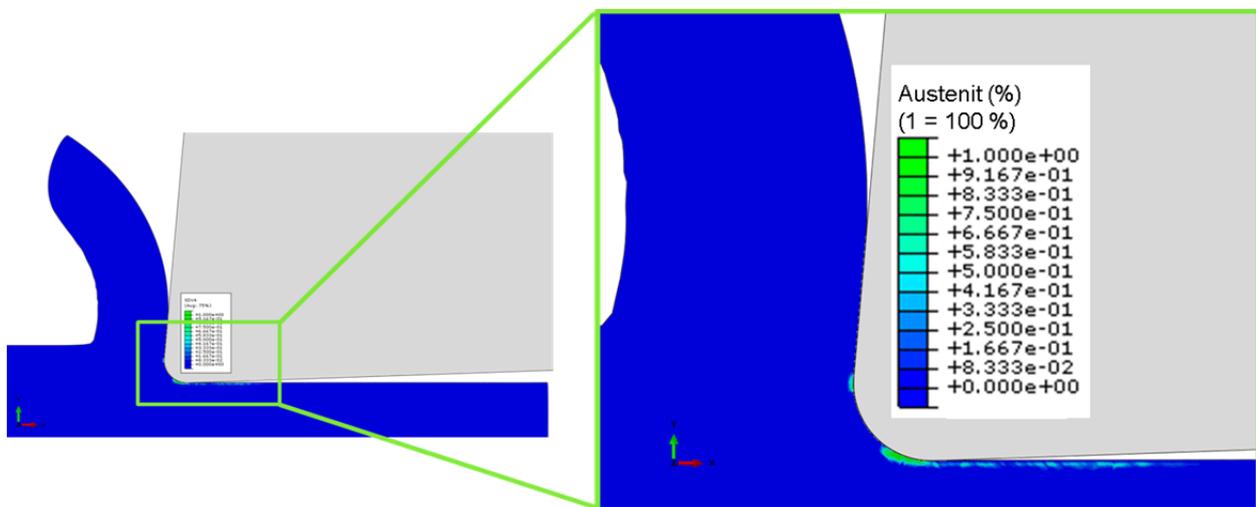


Abbildung 7-11 Austenitbildung an Werkstück und Span ($v_c = 300 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm}$, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)

Dabei stehen die grünen Bereiche für einen Anteil von 100 % Austenit, während blaue Bereiche das ferritisch/perlitische Grundgefüge repräsentieren. Der in Abbildung 7-11 gezeigte Austenit wandelt infolge der Selbstabschreckung in ein je nach Temperaturverlauf bainitisches und martensitisches Gefüge um.

Allerdings sind die bainitischen Gefügeanteile so gering (maximal 0,3 %), dass diese in der weiteren Betrachtung vernachlässigt werden.

Um die Umwandlungsvorgänge abzuschließen, werden Werkzeug und Werkstück getrennt und gewartet, bis das Bauteil auf Raumtemperatur abgekühlt ist. Das dann vorliegende Gefüge ist in Abbildung 7-12 dargestellt. Neben dem blau dargestellten Grundgefüge wird die martensitische Randschicht mit Hilfe eines Regenbogenspektrums dargestellt, wobei rote Bereiche 100 % Martensit repräsentieren.

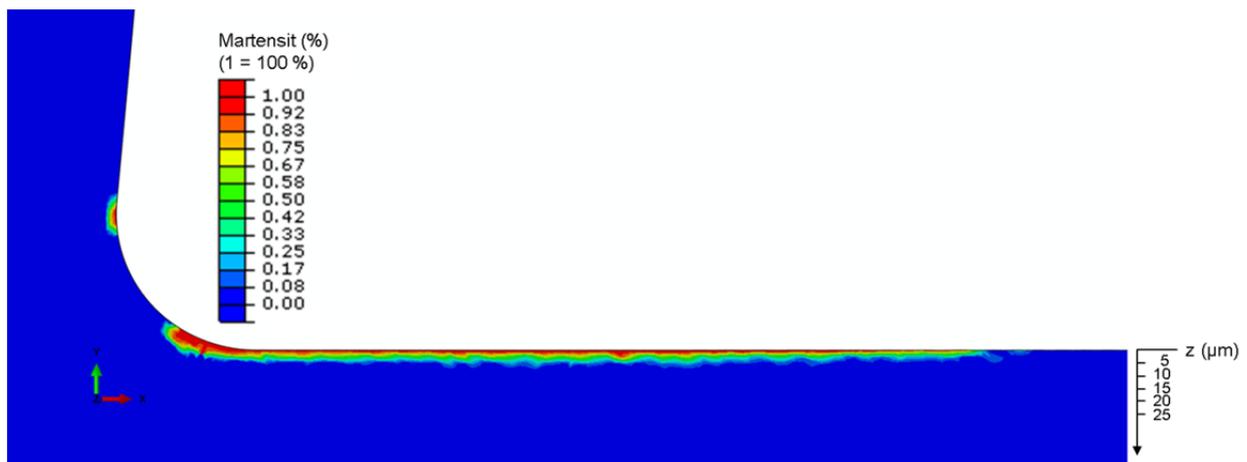


Abbildung 7-12 Martensitische Randschicht nach Abkühlen auf Raumtemperatur ($v_c = 300 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm}$, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \text{ }\mu\text{m}$)

In Abbildung 7-12 wird deutlich, dass auf der Bauteiloberfläche eine dünne rein martensitische Randschicht entsteht. Mit wachsendem Abstand von der Oberfläche nimmt der Anteil an Martensit ab, bis schließlich wieder das unbeeinflusste Grundgefüge erreicht ist. Dieses Ergebnis legt nahe, dass die bei der Vorstellung der experimentellen Ergebnisse aufgestellte These von teilaustenitisierten Randzonen und daraus resultierenden schwarzen Schichten mit martensitischen Bestandteilen korrekt ist. Zur Absicherung der Simulationsergebnisse muss an dieser Stelle auf die sehr gute Vorhersagequalität des verwendeten Modells zur Beschreibung der Phasenumwandlungen von Mioković hingewiesen werden [Mio-05].

Die Simulationen mit niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten führten ab einer Geschwindigkeit von 200 m/min ebenfalls zur Bildung von martensitischen Gefügeanteilen. Allerdings konnten bei Geschwindigkeiten unterhalb von 300 m/min keine zusammenhängenden reinen Martensitschichten mehr festgestellt werden. Unterhalb von 200 m/min wurde in der Simulation keine Martensitbildung beobachtet.

Auf Basis der berechneten Gefügezusammensetzung kann, wie in 6.2 beschrieben, die Härte des Werkstückmaterials berechnet werden. Aufgrund der Simulationsergebnisse und der metallographischen Untersuchungen ist diese Näherung zulässig, da nur vernachlässigbar geringe Bainitanteile in der durch den Zerspanungsprozess gehärteten Bauteilrandschicht festgestellt wurden. Abbildung 7-13 zeigt den Verlauf der simulierten Härte in z-Richtung ausgehend von der Bauteiloberfläche in das Bauteil hinein.

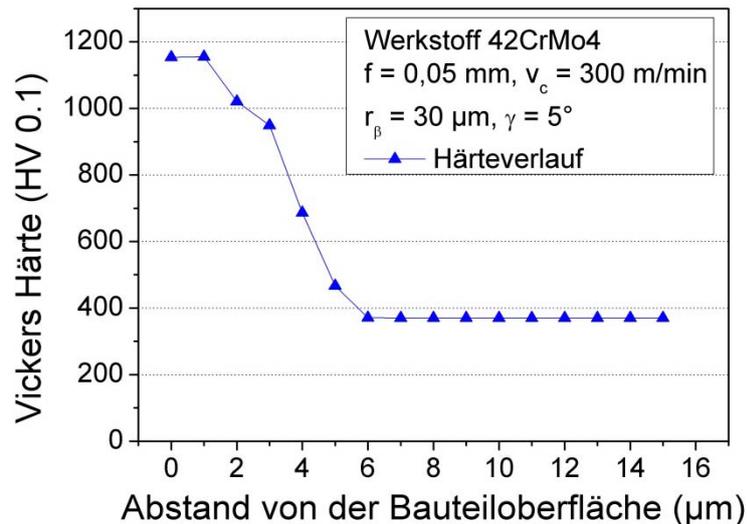


Abbildung 7-13 Berechneter Härteverlauf ausgehend von der Bauteiloberfläche in das Werkstück hinein ($v_c = 300 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm}$, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)

Aus Abbildung 7-13 wird ersichtlich, dass der Zerspanungsprozess mit einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 300 \text{ m/min}$ und einer Schnitttiefe von $0,05 \text{ mm}$ im äußeren Bereich der Randschicht zu einer deutlichen Zunahme der Härte führt. Bis in eine Tiefe von $6 \mu\text{m}$ kann eine gegenüber dem Grundgefüge erhöhte Härte festgestellt werden. Im äußersten Bereich bis in eine Tiefe von $2,5 \mu\text{m}$ treten dabei extrem hohe Härten von bis zu 1170 HV auf, was einer Erhöhung von über 300% entspricht.

Das implementierte Reibungsmodell hat erwartungsgemäß einen signifikanten Einfluss auf die resultierenden Temperaturen, wie Abbildung 7-14 zeigt.

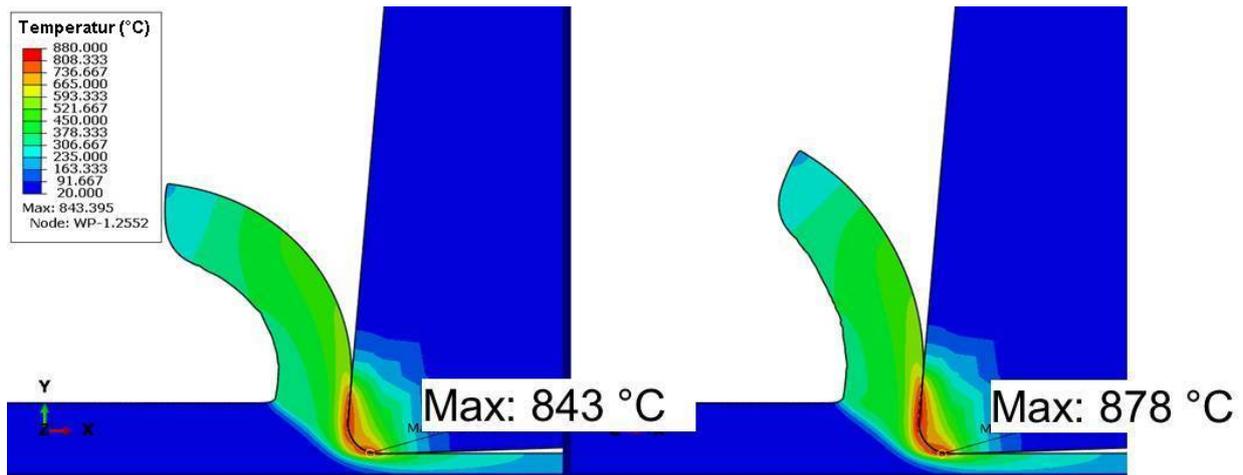


Abbildung 7-14 Einfluss des Reibungsmodells auf die resultierenden Temperaturen mit $\mu = 0,35$ (links) und $\mu = \text{variabel}$ modelliert (rechts), ($v_c = 300 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm}$, $\gamma = 5^\circ$)

In Abbildung 7-14 ist zu erkennen, wie sich die maximalen Temperaturen in der Prozesszone um 35°C erhöhen, wenn anstatt eines konstanten Reibungskoeffizienten von $\mu = 0,35$ das geschwindigkeits- und temperaturabhängige Reibmodell verwendet wird, mit welchem auch die bisher gezeigten Ergebnisse erzielt wurden. In Abbildung 7-15 ist die Beeinflussung der spezifischen Schnittkraft durch die unterschiedliche Beschreibung der Reibungsverhältnisse zwischen Werkzeug und Werkstück dargestellt.

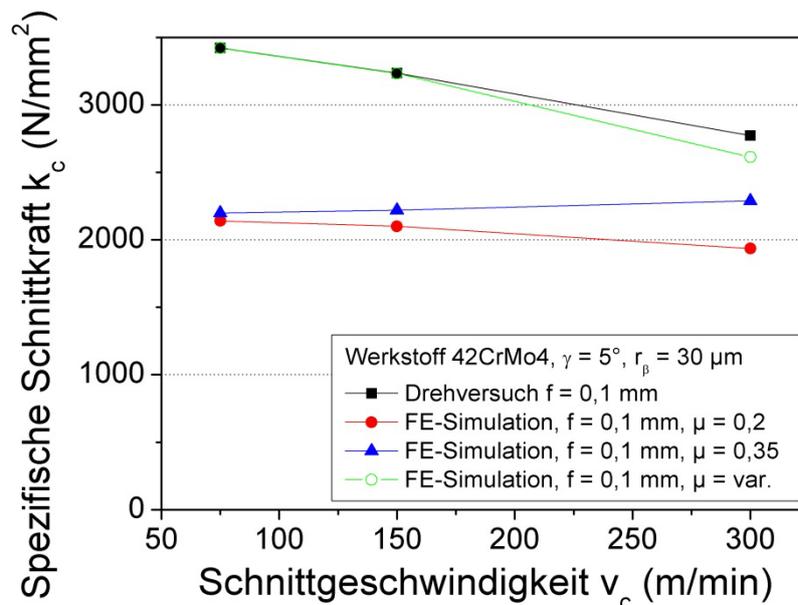


Abbildung 7-15 Einfluss des Reibungsmodells auf die resultierenden spezifischen Schnittkräfte ($f = 0,1 \text{ mm}$, $\gamma = 5^\circ$, $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)

Abbildung 7-15 zeigt deutlich, wie die simulierten spezifischen Schnittkräfte in Abhängigkeit der jeweiligen Definition der Reibbedingungen variieren. So ist deutlich erkennbar, dass das implementierte Reibungsmodell zu einer signifikanten Annäherung der berechneten Ergebnisse an die gemessenen Kräfte führt.

Auch der Einfluss der verwendeten detaillierten Wärmeübergangsmodellierung ist in den Ergebnissen der Simulationen deutlich erkennbar, wie Abbildung 7-16 zu entnehmen ist. Dargestellt sind die resultierenden Wärmeflüsse (oben) und Temperaturen (unten).

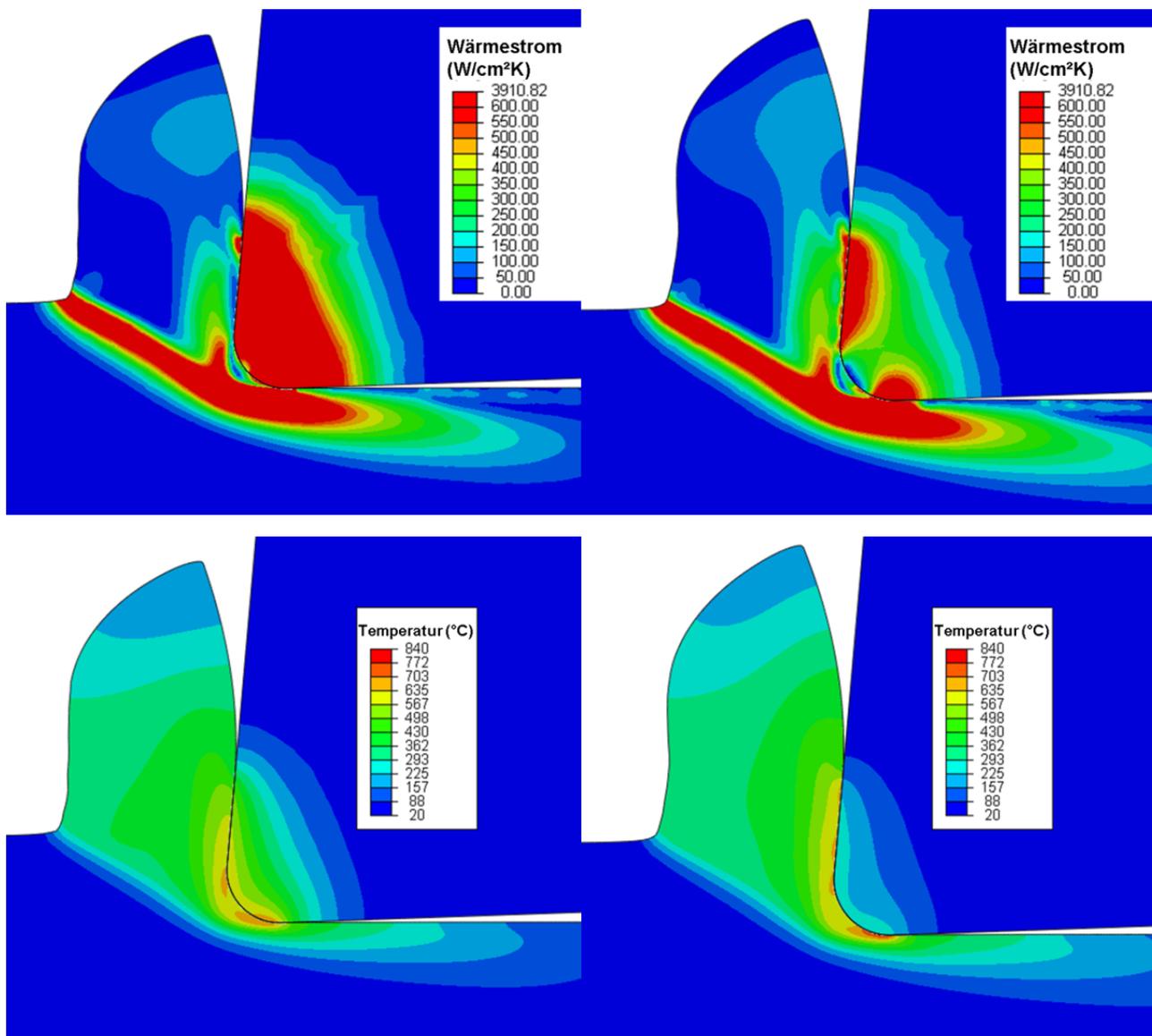


Abbildung 7-16 Wärmeflüsse (oben) und resultierende Temperaturfelder (unten) bei der Simulation mit idealem Kontakt (links) und ermittelten Wärmeübergängen (rechts) ($v_c = 300 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm}$, $\gamma = 5^{\circ}$, $r_{\beta} = 30 \mu\text{m}$)

Abbildung 7-16 zeigt im oberen Bereich den Vergleich der Wärmeflüsse in der Zerspanzone. Dabei ist im linken Bild das Ergebnis bei Annahme eines idealen Kontakts zwischen sich berührenden Bereichen zu sehen. Für diesen idealen Kontakt wurde ein extrem hoher Wärmeübergangskoeffizient von $2000 \text{ W/cm}^2\text{K}$ angenommen. Berühren sich Werkzeug und Werkstück nicht, wird davon ausgegangen, dass kein Wärmeübergang stattfindet und es wird für Werkzeug und Werkstück ein konstanter Wärmeübergang in 20 °C warme Luft angenommen. Im Gegensatz dazu zeigt das rechte Bild in Abbildung 7-16 das Ergebnis bei Verwendung der vorgestellten Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit von der lokalen Temperatur – sowohl im Kontakt als auch beim Übergang in die Umgebung. Es zeigt sich, dass sich aufgrund der unterschiedlichen Wärmeübergangsdefinitionen eine signifikant andere Wärmeleitung zwischen Werkzeug und Werkstück ergibt. So wird bei Annahme eines idealen Kontakts sehr viel Wärme über die gesamte Schneidenspitze abgeführt, während bei Verwendung der ermittelten Wärmeübergangsbedingungen die meiste Wärme an den tatsächlich heißesten Stellen vom Werkstück in das Werkzeug abfließt. Infolge des unterschiedlichen Wärmeflusses stellen sich an der Werkzeugschneide jeweils andere Temperaturfelder ein, wie Abbildung 7-16 unten entnommen werden kann. So kommt es durch die Implementierung realer Wärmeübergangsbedingungen zu einer um 100 °C erhöhten Temperatur an der Bauteiloberfläche im Bereich des Übergangs von Schneidkantenverrundung zur Werkzeugfreifläche.

7.2 Diskussion und Zusammenfassung

Das vorgestellte Modell zur Abbildung zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen in der Bauteilrandschicht wurde genutzt um Zusammenhänge zwischen dem Spanbildungsvorgang und der Ausbildung von weißen Schichten in Randzonen spanend hergestellter Bauteiloberflächen zu ermitteln. Die Simulationsergebnisse zeigen die typischen Temperatur- und Kraftabhängigkeiten von den variierten Prozessparametern Schnittgeschwindigkeit v_c und Vorschub f . Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit nehmen die Prozesstemperaturen zu, die Schnittkräfte nehmen aufgrund der thermischen Entfestigung des Werkstoffs leicht ab. Die Erhöhung des Vorschubs, welcher beim Drehen im orthogonalen Schnitt der Schnitttiefe entspricht, führt zu einer Verschiebung des Temperaturfeldes in der Prozesszone. Die Temperaturen an der Spanunterseite nehmen dadurch leicht ab. Grund sind die durch das Schneidkantenradius-Spanungsdicken-Verhältnis besseren Bedingungen für den eigentlichen Trennvorgang bei größerem Vorschub, wodurch mehr Wärme aus der Prozesszone abgeführt wird und eine

geringe thermische Belastung durch Reib- und Quetschvorgänge auftritt. Die Maximaltemperaturen nehmen mit steigendem Vorschub zu. Die schrittweise Vergrößerung des Spanwinkels von -5° zu $+5^\circ$ führt zu leicht abnehmenden Schnittkräften. Begründet wird dieses Ergebnis mit einem günstigeren Abfließen des Spans über die Spanfläche bei positiven Spanwinkeln, während der negative Spanwinkel zur verstärkten Stauchung des Materials und damit zunehmenden verfestigenden Effekten führt. Die Temperaturen an der Spanunterseite nehmen nur sehr geringfügig ab, wenn der Spanwinkel von -5° auf $+5^\circ$ vergrößert wird. Die Form des sich ausbildenden Temperaturfeldes an der Werkzeugschneide wird allerdings deutlich vom Spanwinkel beeinflusst. So führt der größte negative Spanwinkel, bedingt durch den konstanten Keilwinkel, zu einem großen Freiwinkel, wodurch die Reibvorgänge am Übergang zur Freifläche abnehmen. Gleichzeitig bewirkt die Materialstauchung vor der negativen Werkzeugschneide eine Kumulierung der Wärme in diesem Bereich. Bei positiven Spanwinkeln bewirkt der günstigere Spanfluss hingegen eine gleichmäßigere Verteilung der Temperaturen um die Schneidkante herum.

Es konnte zudem gezeigt werden, welchen Einfluss die Teilmodelle für Reibung und Wärmeübergang auf die Charakteristika des Spanbildungsprozesses, insbesondere die Temperaturen aufweisen. Die insgesamt gute Übereinstimmung der Simulationen mit den experimentellen Ergebnissen bestätigt die Notwendigkeit dieser zusätzlichen Steigerung des Detaillierungsgrades.

Das Ziel, die Bildung zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen in der Bauteilrandschicht abzubilden, wurde vollständig erreicht. Das entwickelte Modell ist in der Lage, die Dicke, Zusammensetzung und Härte von durch die Zerspanung umgewandelten Randschichtbereichen in Abhängigkeit der Prozess- und Werkzeugparameter Vorschub f , Schnittgeschwindigkeit v_c und Spanwinkel γ vorherzusagen. Dabei zeigen die experimentellen Validierungen eine sehr gute Übereinstimmung der umgewandelten Randschichtdicke und -härte.

8 Bohrversuche

Die Ergebnisse der 2D-FE-Simulationen, der Drehversuche und der Bohrversuche sollen verwendet werden, um die Zusammenhänge zwischen den Bohrprozessparametern Vorschub und Schnittgeschwindigkeit der Bohrtiefe, der Entfernung vom Bohrermitelpunkt und den am Bohrwerkzeug resultierenden Kräften und Temperaturen ermitteln und formelmäßig abbilden zu können. Zur Herleitung und Formulierung derartiger Zusammenhänge wird die multivariate Regressionsanalyse unter Nutzung der Gaus'schen Methode der kleinsten Quadrate verwendet. Diese Methode erlaubt es, die Einflüsse mehrerer sich beeinflussender Variablen auf eine gewählte Zielgröße wie beispielsweise die Zerspanungstemperatur abzubilden.

8.1 Ringspanversuche

8.1.1 Untersuchtes Parameterfeld

Die Ringspanversuche wurden mit einem konstanten Vorschub $f = 0,1$ mm und variierten Schnittgeschwindigkeiten v_c (30/75/100/150/200/300 m/min) durchgeführt.

Der Vorschub $f = 0,1$ mm wurde ausgewählt, da bei Verwendung eines zweischneidigen Bohrwerkzeugs der Vorschub pro Zahn $f_z = 0,05$ mm beträgt und damit die Ergebnisse der 2D-FE-Simulation und Drehversuche mit $f = 0,05$ mm abgeglichen werden konnten.

8.1.2 Messung der Prozesskräfte

Die an den diskreten Punkten entlang der Werkzeugschneide ermittelten Vorschubkräfte und Momente sollen dazu dienen, ein abstrahiertes Modell zu erstellen, welches das mechanische Belastungskollektiv des Bohrprozesses abbildet. Außerdem sollen die Ergebnisse mit den Ergebnissen der Drehversuche verglichen werden, um auch diese als Eingangsgrößen für das Bohrmodell nutzen zu können. Abbildung 8-1 zeigt die gemessenen Vorschubkräfte und Bohrmomente in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit an den drei Radiuspositionen r der Bohrerhauptschneide $r = 1,5$ mm, $r = 3$ mm und $r = 6$ mm, die durch unterschiedliche Proben repräsentiert werden (vgl. Abbildung 4-8).

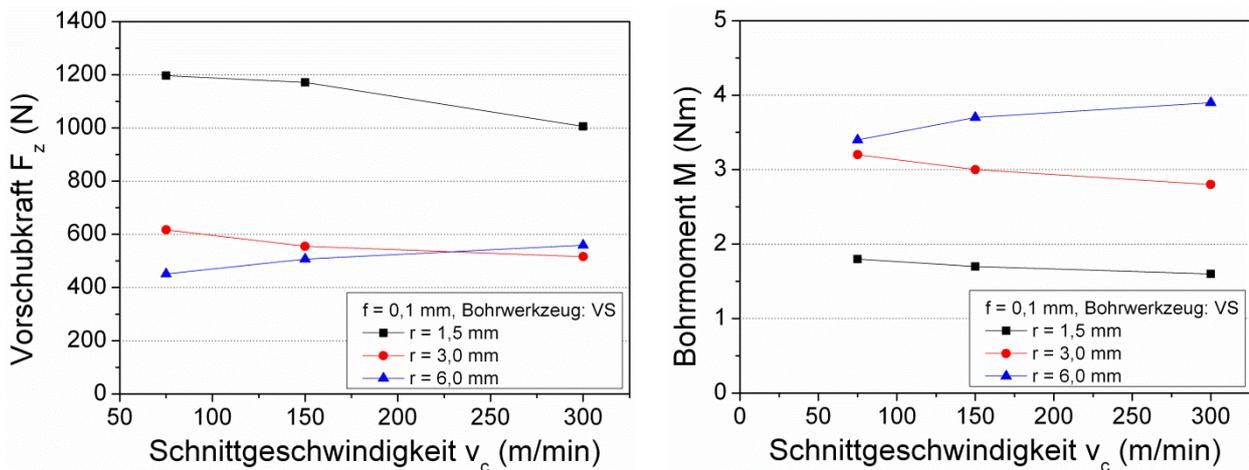


Abbildung 8-1 Ringspanversuche: Vorschubkraft F_z (links) und Bohrmoment M (rechts) in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit v_c

Aus Abbildung 8-1 links wird ersichtlich, dass die Vorschubkraft mit steigender Schnittgeschwindigkeit abnimmt. Grund hierfür sind die bei höheren Schnittgeschwindigkeiten herrschenden Prozesstemperaturen, welche zu einer thermischen Entfestigung des bearbeiteten Werkstoffs führen. Hierdurch kommt es zu einer Absenkung der Fließgrenze und demnach niedrigeren Zerspankräften. Als Folge ist für das gemessene Bohrmoment in Abbildung 8-1 rechts mit steigenden Schnittgeschwindigkeiten ebenfalls eine fallende Tendenz festzustellen. Zudem zeigen die mit wachsendem Abstand von der Bohrerachse und damit größer werdendem Hebelarm höheren Niveaus des gemessenen Bohrmoments deutlich den Einfluss der Messposition auf die resultierenden Momente. Etwas aus der Reihe fallen die Ergebnisse, welche beim Aufbohren des größten Rings ($r = 6$ mm) ermittelt wurden. Ursache für diesen Verlauf ist der extreme Verschleiß der Schneidecke, welcher zu einer Zunahme der Kräfte und Momente führt, da die Versuche immer beginnend mit der kleinsten Schnittgeschwindigkeit durchgeführt wurden und nur eine begrenzte Anzahl an Bohrwerkzeugen zur Verfügung stand.

Es kann außerdem festgestellt werden, dass die Vorschubkräfte im Zentrum der Bohrung am größten sind. Hierfür sind die Geometrie des Bohrwerkzeugs und die damit verbundenen Schnittbedingungen verantwortlich. So ändert sich der Spanwinkel von der Schneidecke zur Querschneide von stark positiv zu stark negativ, was sich in steigenden Kräften bemerkbar macht. Außerdem nehmen die Schnittgeschwindigkeiten von außen nach innen bis auf $v_c = 0$ m/min ab. Dadurch kommt es zu einem Mechanismenwechsel, da an der Spitze des Bohrers das Werkstückmaterial nicht mehr sauber getrennt wird, sondern Reib- und Quetschvorgänge dominieren. Abbildung 8-2 macht diesen Sachverhalt für

die gemessenen Vorschubkräfte und Bohrmomente in Abhängigkeit von den Messstellen entlang des Bohrerradius deutlich.

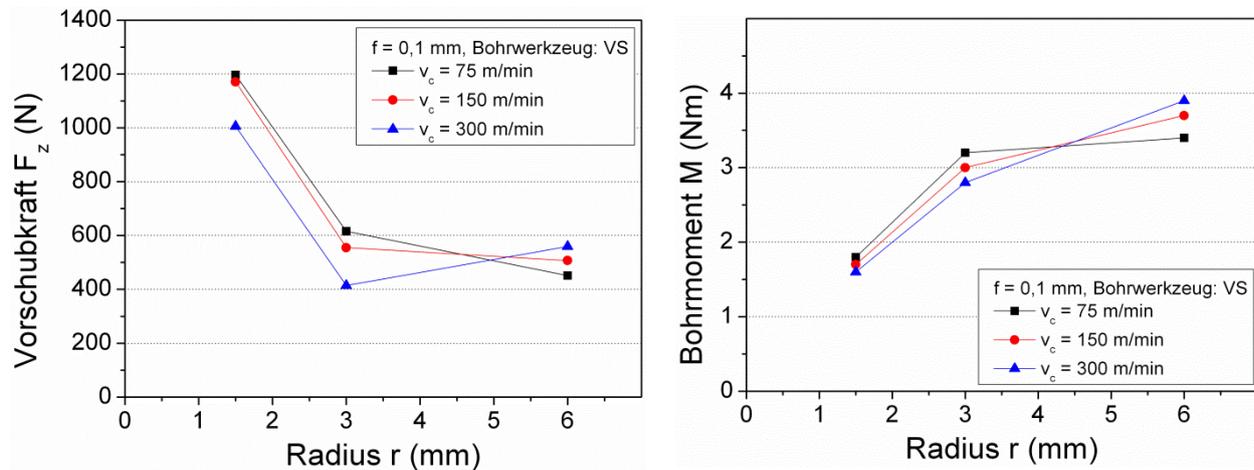


Abbildung 8-2 Ringspanversuche: Vorschubkraft F_z (links) und Bohrmoment M (rechts) in Abhängigkeit vom Bohrerradius r

Gegenläufig zu der Vorschubkraft F_z in Abbildung 8-2 (links) nimmt das Bohrmoment M in Abbildung 8-2 (rechts) von der Bohrerspitze bis zur Schneidecke zu. Hierfür ist der mit wachsendem Radius zunehmende Hebelarm verantwortlich. Der Anstieg der Vorschubkraft bei der Schnittgeschwindigkeit $v_c = 300$ m/min ist auf den fortgeschrittenen Verschleiß der Schneidecke zurückzuführen, da diese Versuche abschließend durchgeführt worden sind.

8.1.3 Messung der Zerspanungstemperaturen

Analog zu den Zerspanungskräften sollen auch die gemessenen Temperaturen entlang der Bohrerhauptschneide für den Aufbau des abstrahierten Bohrermodells verwendet werden. Abbildung 8-3 zeigt die mit dem Pyrometer gemessenen Temperaturen der Bohrerhauptschneide in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit für die beiden unterschiedlichen Bohrergeometrien verrundet-scharf (VS) und verrundet-Radiusanschiff (VR).

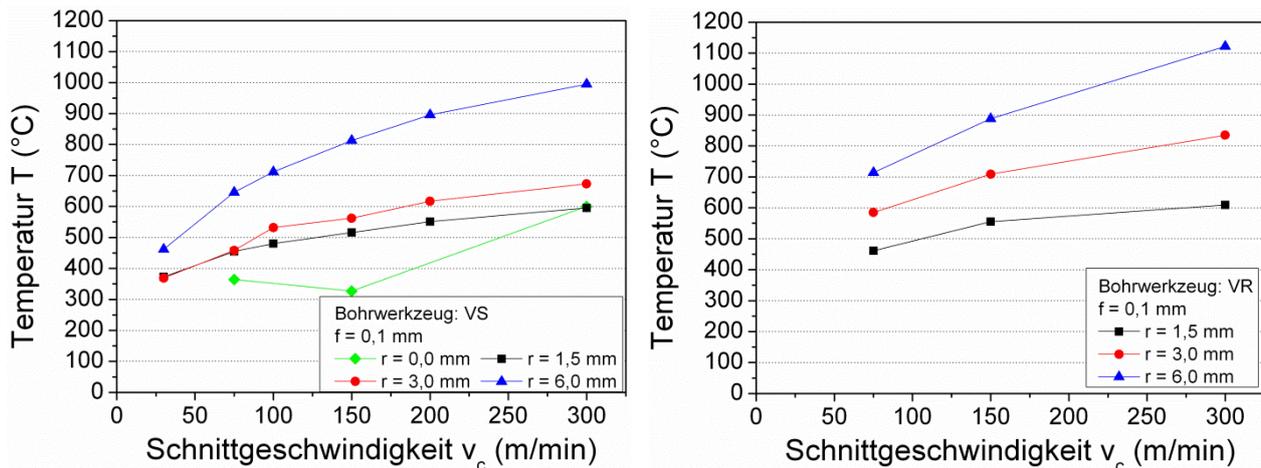


Abbildung 8-3 Gemessene Temperaturen T an der Bohrerhauptschneide für die Bohrergeometrien verrundet-scharf (VS) und verrundet-Radiusanschliff (VR)

Aus Abbildung 8-3 wird ersichtlich, dass die Temperaturen an der Bohrerhauptschneide wie erwartet mit steigenden Schnittgeschwindigkeiten zunehmen. Dieser aus der erhöhten Schnittanzahl resultierende Verlauf findet sich dabei bei beiden verwendeten Bohrergeometrien. Die Temperaturen an der Bohrerspitze wurden dabei nur mit dem verrundet-scharfen (VS) Bohrerwerkzeug ermittelt, da die Bedingungen im Zentrum des Bohrers unabhängig von der Präparation der Schneidecke sind. Dabei fällt auf, dass die Temperaturen im Zentrum nicht linear ansteigen. Allerdings beträgt die Differenz zwischen der Temperatur bei $v_c = 75$ m/min und der Temperatur bei $v_c = 150$ m/min nur 37 K. In Anbetracht des niedrigen Temperaturniveaus im Bereich von 300 °C kann diese Schwankung mit der Messunsicherheit des Pyrometers bei niedrigen Temperaturen (Messung erst ab 250 °C möglich) erklärt werden. Es kann außerdem festgestellt werden, dass die gemessenen Temperaturen beim Bohren mit dem zusätzlich angeschliffenen Werkzeug (VR) auf einem etwas höheren Niveau liegen als die Temperaturen beim Bohren mit dem scharfen Werkzeug (VS). Grund könnte die Zunahme von reibenden und quetschenden Vorgängen auf Kosten von reiner Materialtrennung sein. Interessant ist der Verlauf der umfangreich ermittelten Temperaturen entlang der Bohrerhauptschneide für den verrundet-scharfen Bohrer (VS), welcher in Abbildung 8-4 dargestellt ist.

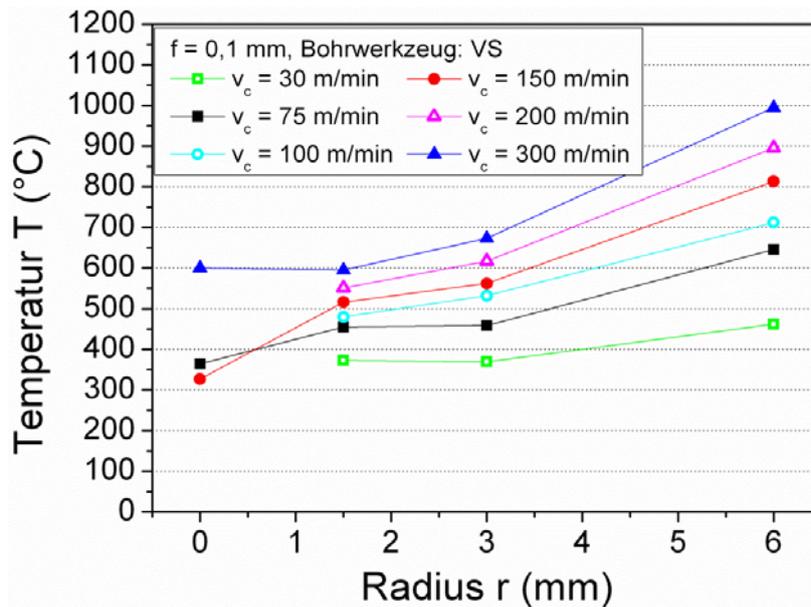


Abbildung 8-4 Gemessene Temperaturen T an der Bohrerhauptschneide in Abhängigkeit vom Bohrerradius r , für die Bohrergeometrie verrundet-scharf (VS)

Sie zeigt die Zunahme der gemessenen Temperaturen mit wachsendem Bohrerradius r . An der Schneidecke des Bohrwerkzeugs treten demnach die höchsten Prozesstemperaturen auf, da auch dort die maximalen Geschwindigkeiten erreicht werden. Mit Abnahme der Geschwindigkeiten von den Schneidenecken zum Bohrermittelpunkt, nehmen auch die gemessenen Temperaturen ab. Bei der Schnittgeschwindigkeit $v_c = 300 \text{ m/min}$ ist zu erkennen, dass die Temperatur zwischen $r = 1,5 \text{ mm}$ und dem Mittelpunkt nicht weiter abnimmt, obwohl die Schnittgeschwindigkeit gegen Null geht. Grund sind die Reib- und Quetschvorgänge, welche im Bereich der Querschneide ebenfalls zu erhöhten Temperaturen führen.

Um den Einfluss der Schneideckenpräparation auf die Zerspanntemperaturen aufzeigen zu können, sind in Abbildung 8-5 die gemessenen Temperaturen für beide verwendeten Bohrerfeingeometrien in Abhängigkeit vom Bohrerradius dargestellt.

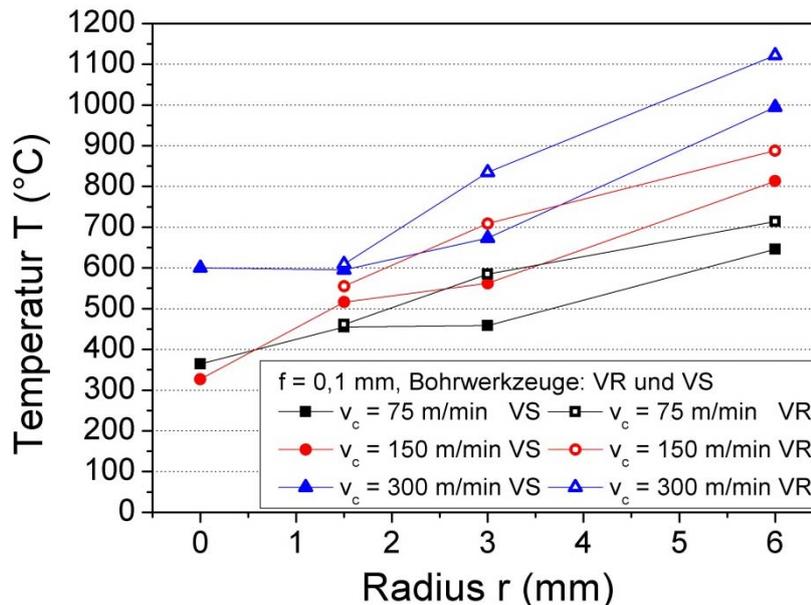


Abbildung 8-5 Gemessene Temperaturen T an der Bohrerhauptschneide in Abhängigkeit vom Bohrerradius r , für die Bohrergeometrien verrundet-scharf (VS) und verrundet-Radiusanschliff (VR)

Zum einen kann Abbildung 8-5 entnommen werden, dass der qualitative Verlauf der gemessenen Temperaturen unabhängig von der Schneideckenfeingeometrie ist. So nehmen die Temperaturen in allen Fällen von innen nach außen zu. Es ist allerdings klar zu erkennen, dass das jeweilige Temperaturniveau signifikant von der Präparation der Bohrerecken abhängt. So werden beim Bohren mit dem Werkzeug mit Radiusanschliff bis zu einem Radius von $r = 1,5$ mm noch vergleichbare Temperaturen gemessen, wie beim Bohren mit der scharfen Schneidecke. Je größer die Entfernung vom Werkzeugmittelpunkt wird, desto stärker wirkt sich die Eckenpräparation aus. So kommt es bereits bei einem Radius von $r = 3$ mm zu wesentlich höheren Temperaturen bei Verwendung des verrundeten Werkzeugs. Im Vergleich zum scharfen Werkzeug sind die Temperaturen dabei um ca. 100 °C erhöht [A_Chi-13].

8.1.4 Vergleich der Ergebnisse aus Ringspan- und Drehversuchen

Um die Ergebnisse der Drehversuche im orthogonalen Schnitt sowie der zweidimensionalen Simulationen als Eingangsgrößen für ein dreidimensionales Modell des Bohrprozesses verwenden zu können, muss sichergestellt sein, dass die gewählte Annäherung des orthogonalen Drehversuches mittels Ringspanversuchen beim Bohren zu vergleichbaren Ergebnissen geführt hat. Aus diesem Grund werden die gemessenen Kräfte und Temperaturen gegenübergestellt. Hierfür wurden die mit dem Rotationsdynamometer gemessenen Bohrmomente in Abhängigkeit des jeweils an der Messstelle des

gebohrten Rings wirkenden Hebelarmes in spezifische Schnittkräfte umgerechnet. Abbildung 8-6 zeigt den Vergleich der spezifischen Schnittkräfte, die beim Drehen im orthogonalen Schnitt und im Rahmen der Ringspanversuche ermittelt wurden in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit.

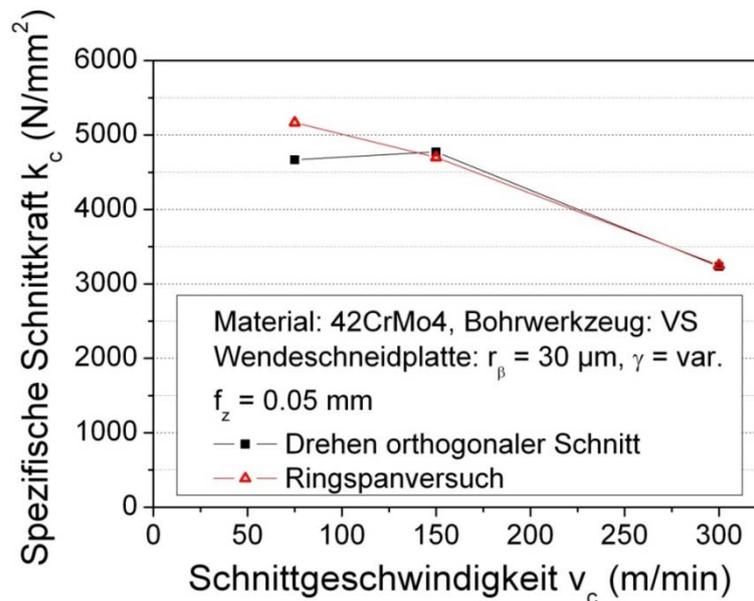


Abbildung 8-6 Vergleich der spezifischen Schnittkräfte beim Drehen im orthogonalen Schnitt und Bohren von Ringen in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit

Wie Abbildung 8-6 zu entnehmen ist, nehmen die spezifischen Schnittkräfte sowohl beim Drehen als auch bei den Ringspanversuchen mit steigender Schnittgeschwindigkeit ab. Der Vergleich der aus den Bohrmomenten umgerechneten Kräfte beim Bohren von Ringen zeigt dabei eine sehr gute Übereinstimmung mit den Drehversuchen im orthogonalen Schnitt. Da bei den verwendeten Bohrwerkzeugen der Spanwinkel von außen nach innen von einem stark positiven zu einem negativen Wert kurz vor der Querschneide übergeht, wurden für den Vergleich ebenfalls Ergebnisse aus Drehversuchen mit unterschiedlichen Spanwinkeln herangezogen. Bei Wahl einer Schnittgeschwindigkeit von 300 m/min, ergeben sich an den Radiuspositionen $r = 6 \text{ mm}$, $r = 3 \text{ mm}$ und $r = 1,5 \text{ mm}$ mit dem verwendeten Bohrwerkzeug demnach Schnittgeschwindigkeiten von 300 m/min, 150 m/min und 75 m/min. Da der Spanwinkel am äußeren Radius des Bohrers stark positiv ist, wurden aus dem Drehversuch mit 300 m/min der Kraftbetrag mit dem Spanwinkel $\gamma = 5^\circ$ zum Vergleich herangezogen. Analog hierzu wurden für die Geschwindigkeiten $v_c = 150 \text{ m/min}$ und $v_c = 75 \text{ m/min}$ entsprechend ihrer fiktiven Position auf der Bohrerhauptschneide die Ergebnisse aus den Versuchen mit $\gamma = 2^\circ$ und $\gamma = -5^\circ$ verwendet. Die größte Abweichung zwischen Dreh- und Bohrversuch ist bei der

Schnittgeschwindigkeit $v_c = 75$ m/min zu erkennen. Gründe hierfür sind die Einflüsse des negativen Spanwinkels, welcher mit den Drehversuchen nicht exakt abgebildet werden konnte, sowie der Querschneide, welche im Drehversuch nicht berücksichtigt wird. Neben den Zerspankräften wurden auch die aus dem Prozess resultierenden Temperaturen verglichen. Abbildung 8-7 zeigt die jeweils gemessenen Temperaturen in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit.

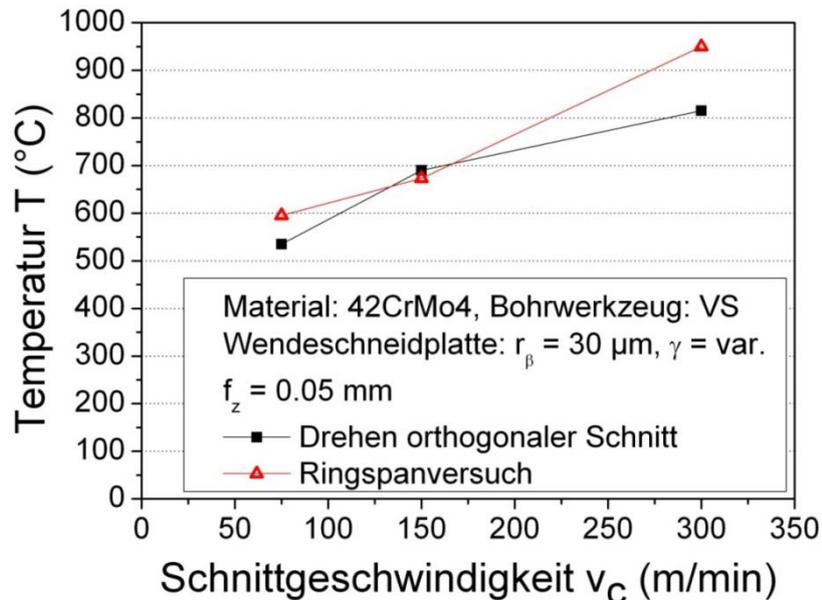


Abbildung 8-7 Vergleich der Zerspantemperaturen beim Drehen im orthogonalen Schnitt und Bohren von Ringen in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit

Aus Abbildung 8-7 wird ersichtlich, dass die gemessenen Temperaturen in der Zerspanszone sowohl beim Drehen als auch beim Bohren erwartungsgemäß mit wachsenden Schnittgeschwindigkeiten zunehmen. Wiederum ist eine gute Übereinstimmung der Temperaturen beim Drehen und beim Bohren von Ringen zu erkennen. Die Abweichung bei der Schnittgeschwindigkeit $v_c = 75$ m/min resultiert analog zu den Ergebnissen der Kraftmessung wieder aus den nicht exakt nachbildbaren Prozessbedingungen in der Nähe der Querschneide bei den Drehversuchen im orthogonalen Schnitt. Beim Vergleich der Temperaturen ist eine deutlich größere Abweichung bei der Schnittgeschwindigkeit $v_c = 300$ m/min festzustellen. Ursache hierfür ist zum einen der starke Verschleiß der Schneidecke des Bohrers, wodurch es zu einer Zunahme der Temperaturen in diesem Bereich der Bohrerhauptschneide kommt. Darüber hinaus werden die Temperaturen beim Drehen und beim Bohren prozessbedingt nicht an den exakt gleichen Stellen gemessen. Die Messstelle bei den Bohrversuchen liegt dabei wesentlich näher an der tatsächlichen Zerspanszone, wo die höchsten Temperaturen auftreten. Dieser Umstand wirkt sich insbesondere bei hohen

Schnittgeschwindigkeiten und damit hohen Prozesstemperaturen aus, welche im Bohrprozess durch die unmittelbare Nähe besser erfasst werden können als im Drehversuch. So kann es beim Drehen durch den großen Temperaturgradienten zwischen Zerspanzone, heißem Span und der Umgebung zu Abweichungen kommen.

8.2 Bohren ins Volle

8.2.1 Untersuchtes Parameterfeld

Beim Bohren ins Volle wurden die Schnittgeschwindigkeit und der Vorschub gemäß der folgenden Tabelle 8-1 variiert.

		Schnittgeschwindigkeit v_c (m/min)		
		75	150	300
Vorschub f (mm)	0.05			x
	0.1	x	x	x
	0.2			x

Tabelle 8-1 Variierte Prozessparameter beim Bohren ins Volle

Um weiterhin unverschlossene Werkzeuge zur Verfügung zu haben, kam der Bohrer ohne spezielle Schneidkanten- und Eckenpräparation BSS (Bohrer-scharf-scharf) zum Einsatz. Die abweichende Schneideckengeometrie im Vergleich zu den Ringspanversuchen wurde vernachlässigt, da mit Hilfe dieser Versuche das globale Temperaturfeld des Werkstücks und nicht die lokalen Temperaturen an der Werkzeugschneide untersucht wurden.

8.2.2 Messung der Prozesskräfte

Parallel zur Ermittlung der Temperaturen beim Bohren ins Volle wurden auch die Vorschubkräfte mit Hilfe einer Kraftmessplattform gemessen. Abbildung 8-8 zeigt die gemessenen Vorschubkräfte in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit.

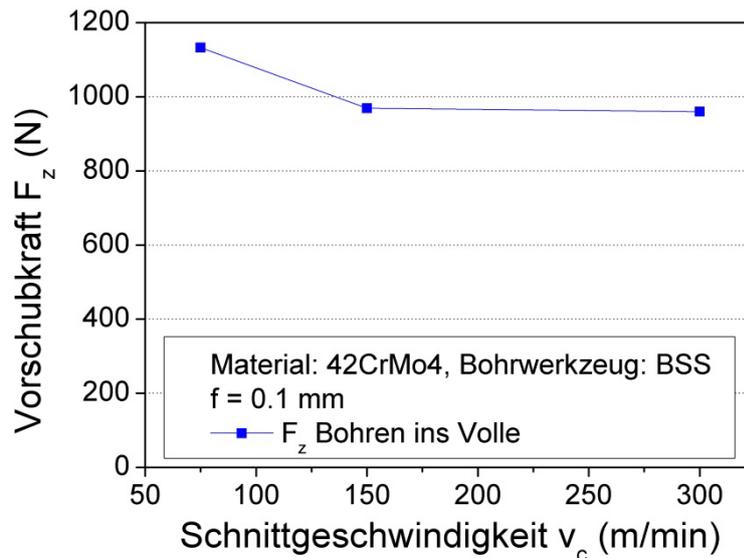


Abbildung 8-8 Vorschubkraft F_z in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit v_c

Wie bereits bei der Analyse der Ergebnisse der Ringspanversuche festgestellt wurde, nehmen auch die in Abbildung 8-8 dargestellten Vorschubkräfte mit wachsender Schnittgeschwindigkeit ab. Grund ist wiederum die thermische Entfestigung des Werkstückmaterials aufgrund der höheren Prozesstemperaturen bei größeren Schnittgeschwindigkeiten. Zur Verringerung des Versuchsaufwandes wurden beim Bohren ins Volle keine Bohrmomente ermittelt, da nur noch die Vorschubkraft für den Aufbau, sowie die Bauteiltemperaturen für die Validierung des in Kapitel **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** beschriebenen Bohrmodells benötigt wurden.

8.2.3 Thermografische Analyse des Bohrprozesses

Zur Validierung des dreidimensionalen Bohrmodells und der damit berechneten Wärmeverteilung im Bauteil wurde beim Bohren ins Volle die abgeflachte Seitenfläche des Werkstücks mittels einer Thermografiekamera aufgenommen. Die damit ermittelten Bilder der Wärmeverteilung im Bauteil und deren zeitliche Entwicklung können direkt mit den Ergebnissen der Simulation verglichen werden. Dabei stehen vor allem die Form und die Entwicklung des sich auf der Fläche einstellenden Temperaturfeldes im Vordergrund und weniger die absoluten Werte der gemessenen Temperaturen. Darüber hinaus kann in der FE-Simulation aus dem gemessenen Temperaturfeld auf die Temperaturen in der Bohrung zurückgerechnet werden. Dies ermöglicht eine weitere Absicherung der mit dem Modell berechneten Temperaturen in der Prozesszone. Abbildung 8-9 zeigt den Versuchsaufbau (links) sowie beispielhaft eine Thermografieaufnahme unmittelbar nach dem Bohrvorgang (rechts).

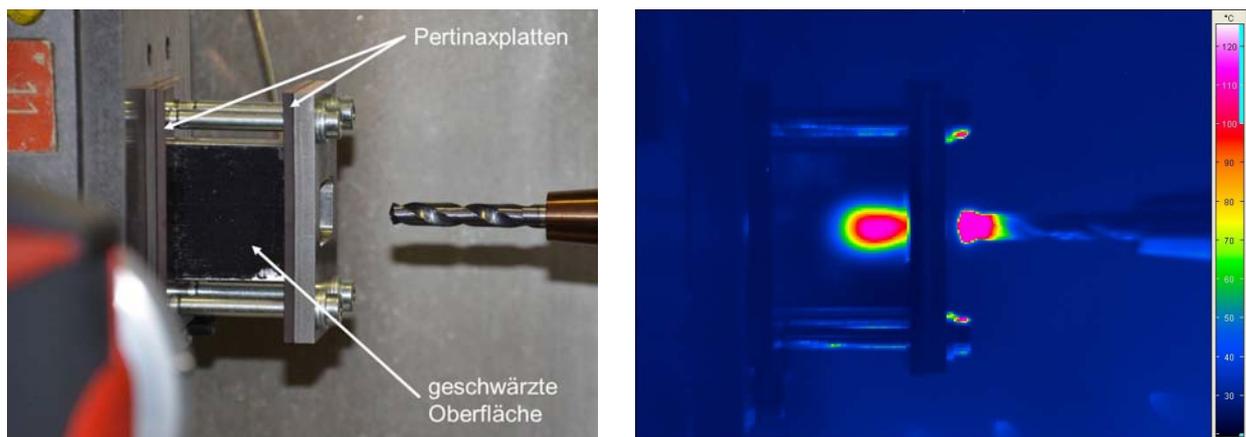


Abbildung 8-9 Versuchsaufbau (links) sowie Temperaturfeld und heißes Bohrwerkzeug (rechts) [A_Chi-13]

Das in Abbildung 8-9 rechts farbig dargestellte Temperaturfeld stellt sich durch die Bohrbearbeitung auf der flachen Seitenfläche des Werkstücks ein, welche im linken Bild als schwarze Fläche zu erkennen ist. Die mit der Thermografiekamera aufgenommene Entwicklung des Temperaturfeldes ist in Abbildung 8-10 exemplarisch dargestellt.

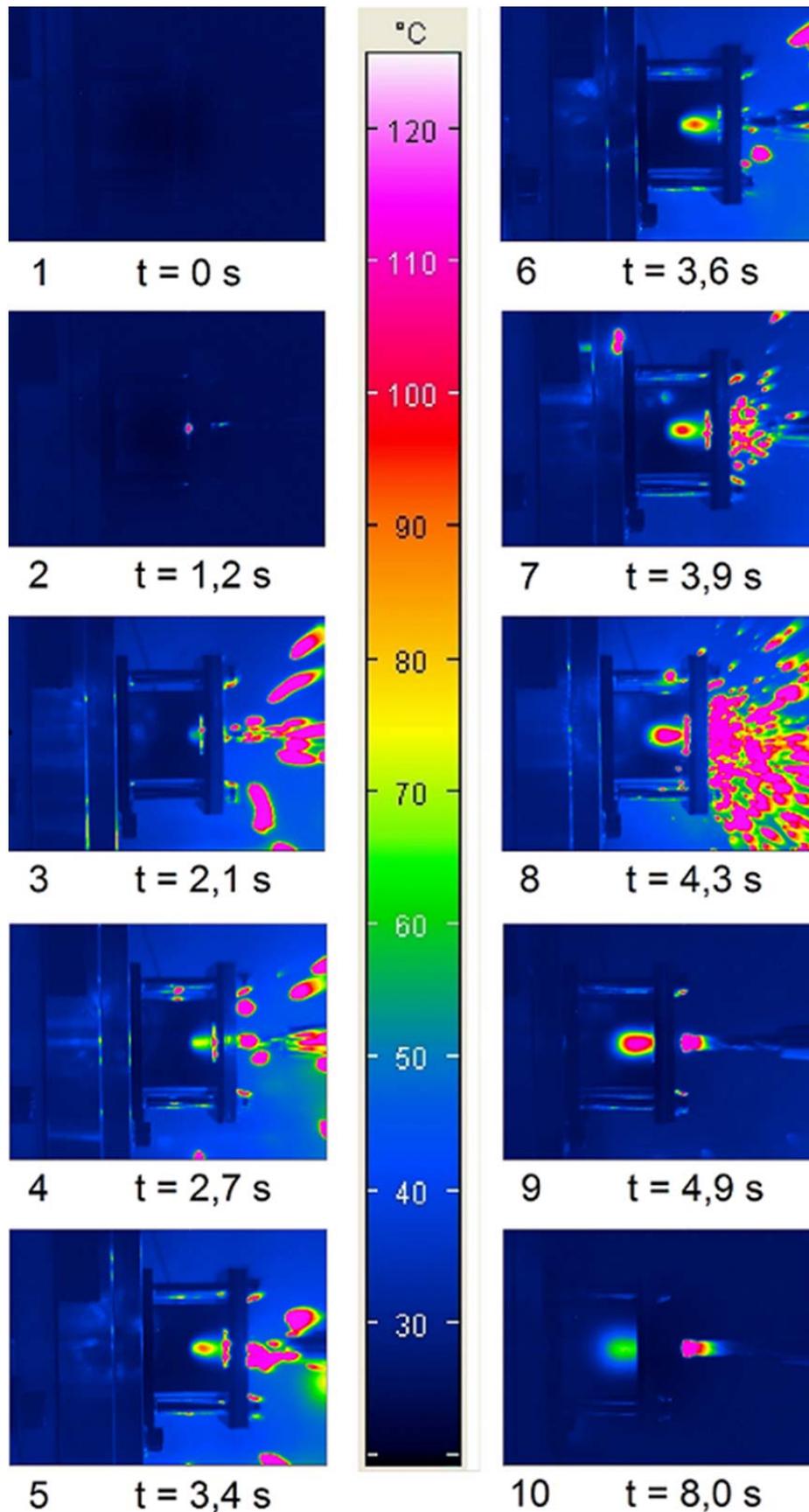


Abbildung 8-10 Exemplarische Bildfolge für die thermische Untersuchung der Außenfläche des Werkstücks mittels Thermografie beim Bohren ins Volle

Die in Abbildung 8-10 dargestellte Bildfolge zeigt den Versuchsablauf und das sich einstellende Temperaturfeld auf der flachen Seitenfläche des Werkstücks. Im Folgenden wird näher auf die Bilder 1 – 10 eingegangen und erläutert, was im Detail zu erkennen ist.

- Bild 1 Das Bohrwerkzeug dreht sich mit 7958 U/min, ist allerdings noch nicht im Kontakt mit dem Werkstück.
- Bild 2 Der Bohrer ist nun im Eingriff und der erste sich bildende Span ist sichtbar (roter Fleck).
- Bild 3 Es ist bereits eine Spur der Bohrspitze zu erkennen, welche eine Temperatur von etwa 50 °C auf der Seitenfläche bewirkt. Die maximale Temperatur der herausgeschleuderten Späne beträgt ca. 115 °C.
- Bild 4 Nach einer Bohrtiefe von 19 mm liegt die durchdringende Temperatur des Bohrers bei 75 °C.
- Bild 5 Die Temperatur an der Oberfläche steigt nach einer Bohrtiefe von 27 mm auf 90 °C.
- Bild 6 Nach 30 mm ist die Bohrtiefe erreicht. Die Ausbreitung der Wärme an der Oberfläche des Werkzeugs ist gut erkennbar. Die maximale Temperatur an der Werkstückoberfläche beträgt etwa 100 °C.
- Bild 7 Das Bohrwerkzeug wird aus der Bohrung entfernt, während die Temperatur an der Bauteiloberfläche weiter steigt.
- Bild 8 Es werden weiterhin Späne aus der Bohrung herausgeschleudert, die Spitzentemperatur der Werkstückoberfläche beträgt etwa 110 °C.
- Bild 9 Das Bohrwerkzeug ist vollständig aus der Bohrung herausgefahren. Die Temperaturen an der Bohrerspitze betragen etwa 110 °C.
- Bild 10 Die Temperaturen an der Werkstückoberfläche nehmen schnell ab (von 110 °C auf 65 °C in 3 s). Die Wärme der Bohrerspitze breitet sich weiter in Richtung des Bohrschafts aus.

Zur weiteren Analyse des gemessenen Temperaturfeldes wurde eine Sequenz von drei Bildern verwendet, welche zu charakteristischen Zeitpunkten während der Bohrbearbeitung aufgenommen wurden:

- (1) Erreichen der Bohrtiefe
- (2) Erreichen der Maximaltemperatur auf der Oberfläche
- (3) Austritt des Bohrers aus dem Werkstück

Die Temperaturfelder der charakteristischen Zeitpunkte sind in Abbildung 8-11 für einen Vorschub $f = 0,1 \text{ mm}$ und eine Schnittgeschwindigkeit $v_c = 75 \text{ m/min}$ dargestellt.

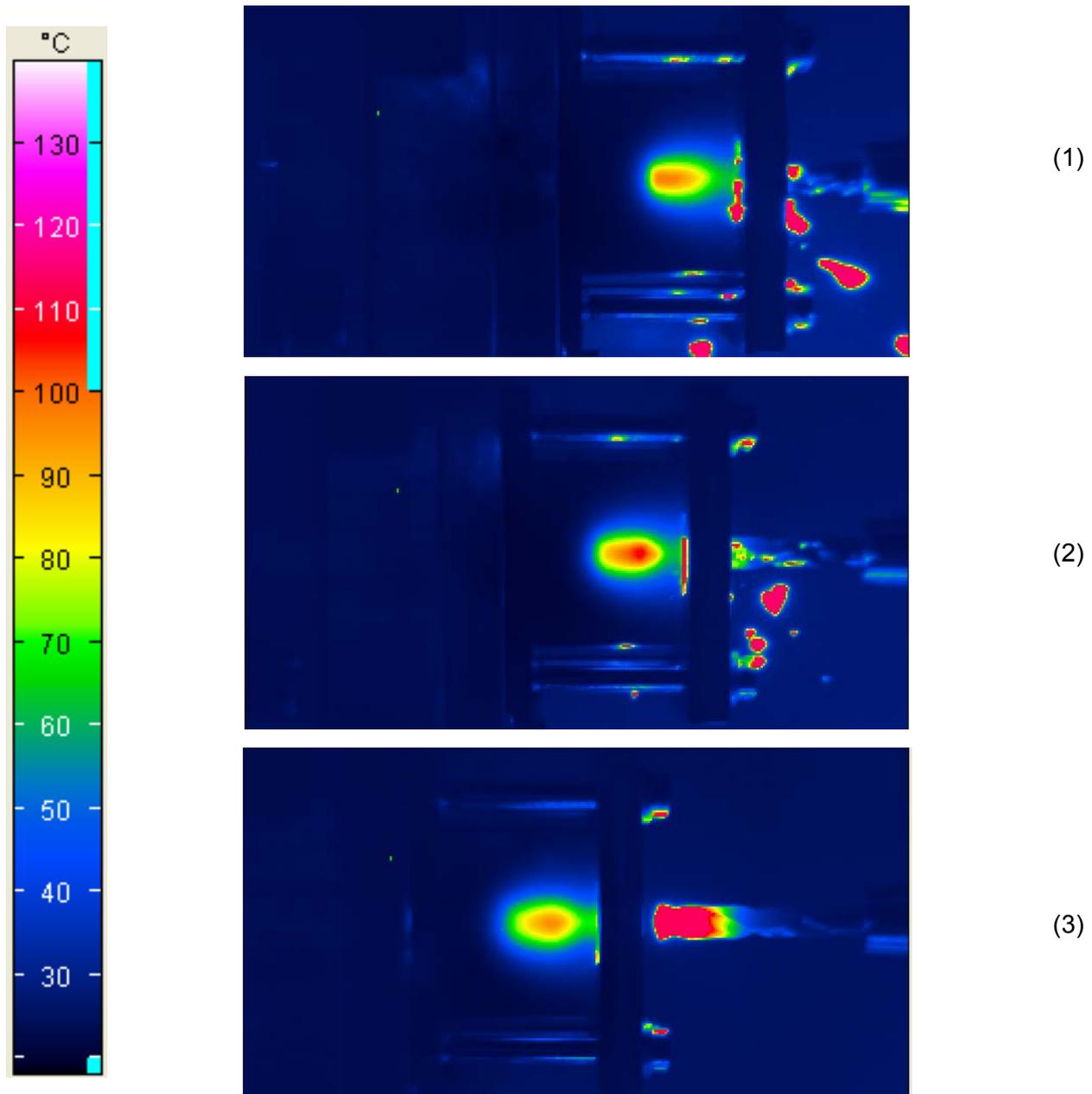


Abbildung 8-11 Temperaturfeld auf dem Werkstück zu den charakteristischen Zeitpunkten, $f = 0,1 \text{ mm}$, $v_c = 75 \text{ m/min}$

Aus Abbildung 8-11 wird deutlich, wie sich das Temperaturfeld an der beobachteten Bauteiloberfläche zeitverzögert zur Bewegung des Bohrprozesses

von rechts nach links verschiebt. Die Temperatur an der Oberfläche beträgt zu Beginn der Rückzugsbewegung des Bohrwerkzeugs maximal 92 °C. Die höchste während des Bohrprozesses gemessene Temperatur liegt bei 107 °C. Unmittelbar nachdem das Bohrwerkzeug die Bohrung verlassen hat, weist die Oberfläche noch eine Temperatur von 95 °C auf, die Temperatur der Bohrerspitze beträgt 113 °C. Abbildung 8-12 zeigt die Thermografiebilder zu den charakteristischen Zeitpunkten für einen Vorschub $f = 0,1 \text{ mm}$ und eine Schnittgeschwindigkeit $v_c = 150 \text{ m/min}$.

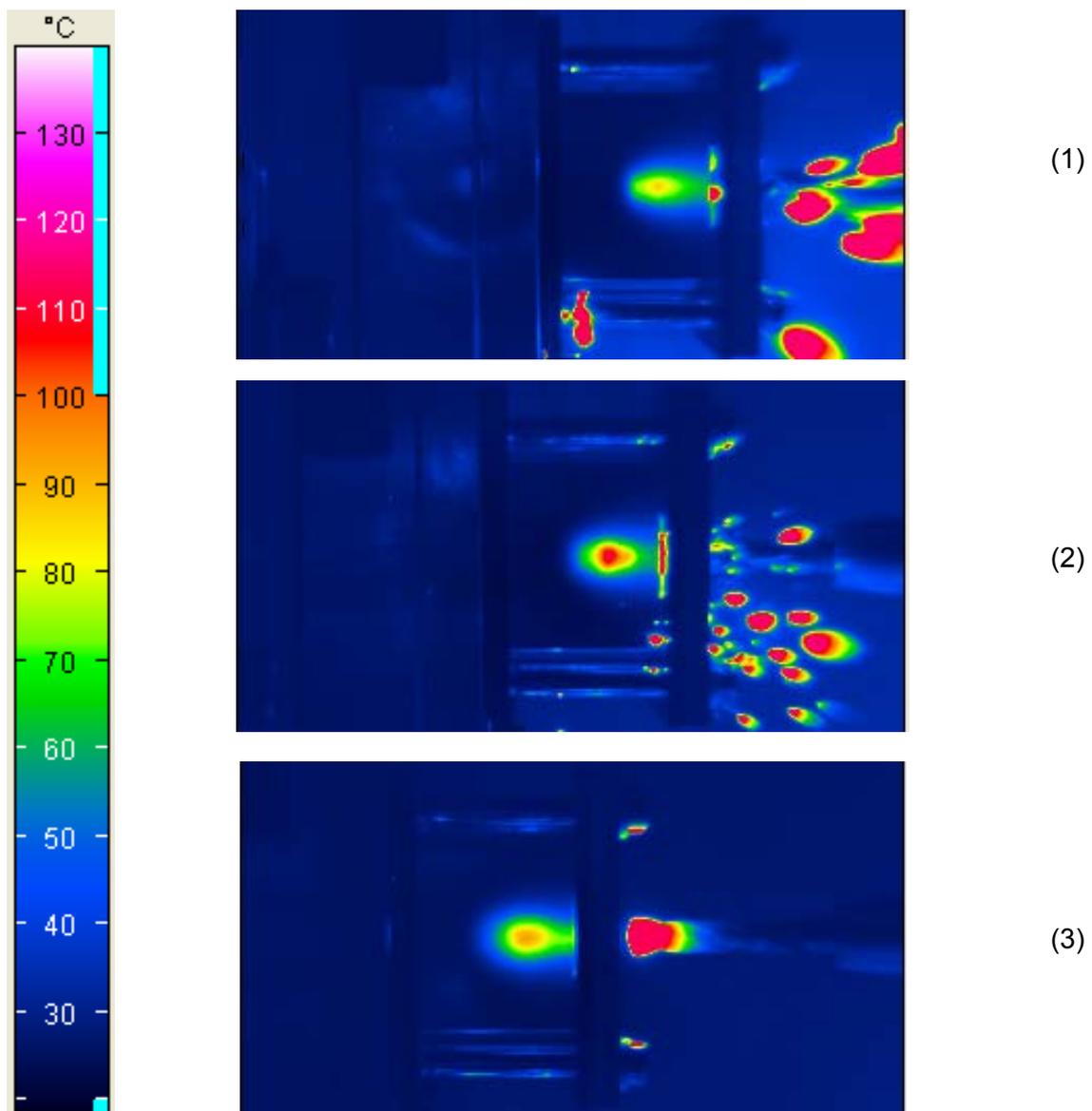


Abbildung 8-12 Temperaturfeld auf dem Werkstück zu den charakteristischen Zeitpunkten, $f = 0,1 \text{ mm}$, $v_c = 150 \text{ m/min}$

Im Vergleich zu den Temperaturfelder bei $v_c = 75 \text{ m/min}$ ist festzustellen, dass die Ausbildung der Temperaturfelder auch bei $v_c = 150 \text{ m/min}$ sehr ähnlich aussieht. Die Oberflächentemperaturen liegen dabei ebenfalls auf dem gleichen

Niveau. So beträgt die Temperatur beim Umkehren des Bohrers maximal 86 °C, die Maximaltemperatur liegt mit 113 °C leicht höher und das Werkzeug weist nach dem Verlassen der Bohrung ebenfalls eine Temperatur von 113 °C auf. Insgesamt erscheinen die Temperaturfelder bei $v_c = 150$ m/min konzentrierter als bei $v_c = 75$ m/min, was mit den höheren Temperaturen im Inneren der Bohrung begründet werden kann, welche zu den charakteristischen Zeitpunkten auf höhere Temperaturgradienten führen, welche erst im weiteren Verlauf ähnlich großflächig werden wie bei $v_c = 75$ m/min. Abschließend sind in Abbildung 8-13 die resultierenden Temperaturen bei Verwendung eines Vorschubs $f = 0,1$ mm und einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 300$ m/min dargestellt.

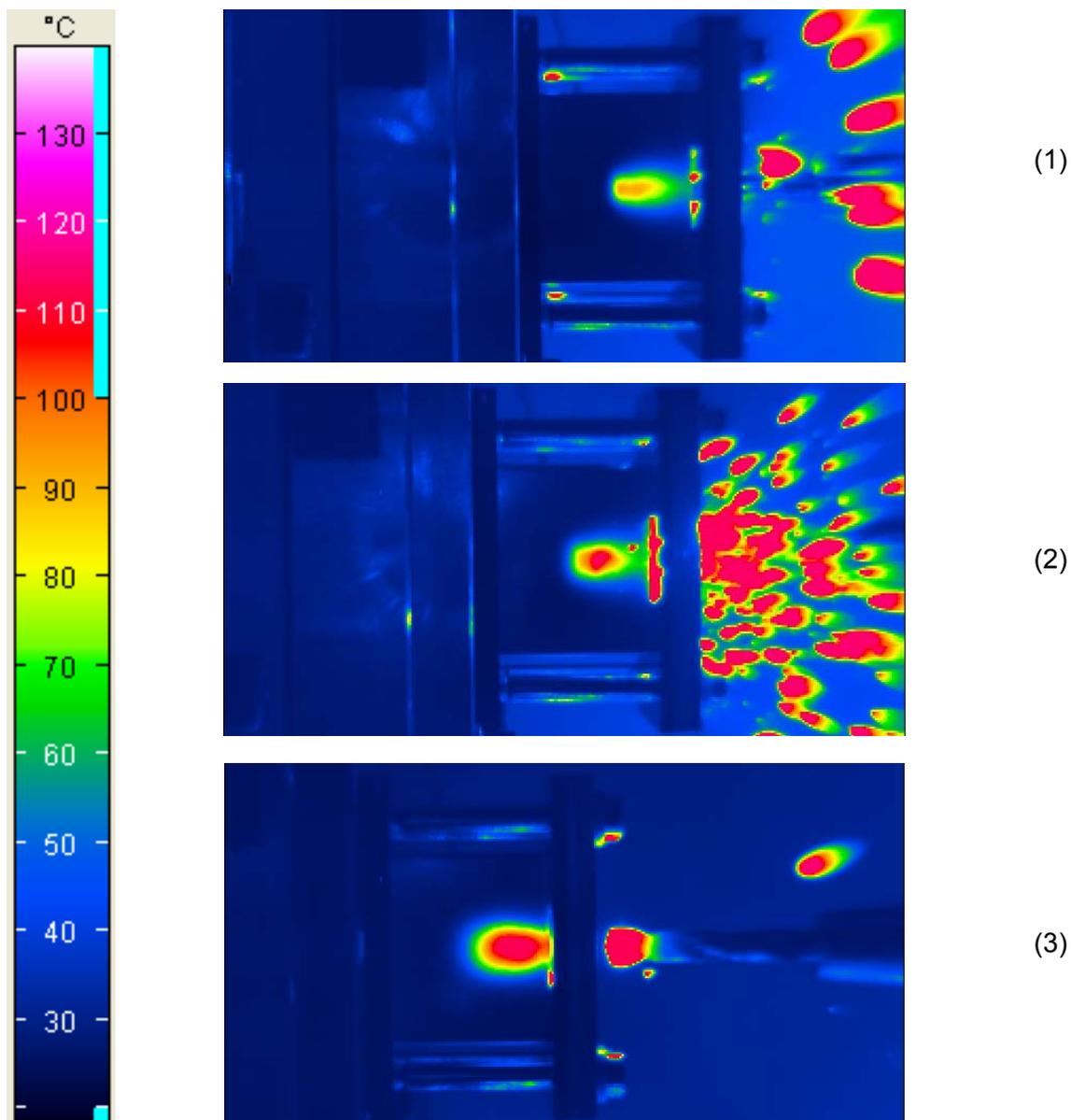


Abbildung 8-13 Temperaturfeld auf dem Werkstück zu den charakteristischen Zeitpunkten, $f = 0,1$ mm, $v_c = 300$ m/min

Die in Abbildung 8-13 dargestellten Temperaturfelder für die höchste Schnittgeschwindigkeit $v_c = 300$ m/min zeigen deutliche Unterschiede zu den Ergebnissen bei niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten. Zwar liegen die Oberflächentemperaturen mit 92 °C beim Umkehren und die Maximaltemperatur von 113 °C wieder auf dem gleichen Niveau, allerdings ist das heißeste Gebiet wesentlich größer als bei den niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten. Des Weiteren bleibt diese heiße Zone auch wesentlich länger stabil. So herrschen immer noch Temperaturen von 113 °C wenn der Bohrer das Werkstück bereits verlassen hat und ebenfalls eine Temperatur von 113 °C aufweist.

8.2.4 Messung der Prozesstemperaturen

Wie in Kapitel 4.3.3 bereits beschrieben, wurden beim Bohren ins Volle neben der Außentemperatur auch die Werkzeugtemperaturen im Inneren des Bauteils gemessen. Durch die radiale Messung an vier Stellen entlang der Bohrung konnte die Temperatur der Bohrerspitze und der Führungsfase des Bohrwerkzeugs ermittelt werden. Die gemessenen Temperaturen sind in Abbildung 8-14 in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit aufgetragen.

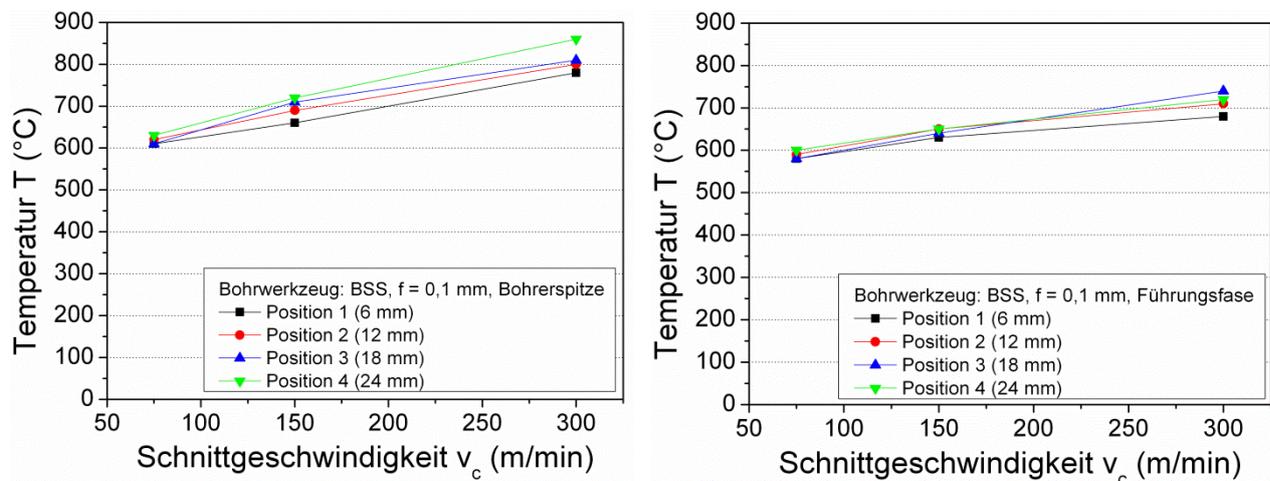


Abbildung 8-14 Radial gemessene Temperaturen T der Bohrerspitze (links) und der Führungsfase des Bohrwerkzeugs (rechts) in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit v_c

Aus Abbildung 8-14 werden mehrere Zusammenhänge deutlich: Zum einen kann eine Zunahme der Temperaturen sowohl an der Spitze des Bohrers als auch an den Führungsfasen mit steigender Schnittgeschwindigkeit festgestellt werden. Zum anderen zeigt sich, dass die Temperaturen an der Bohrerspitze deutlich höher sind als am Rest des Bohrwerkzeugs. Außerdem zeigt sich, dass die Temperaturen mit dem Bohrweg ansteigen, was insbesondere bei den Ergebnissen mit der hohen Schnittgeschwindigkeit an der Bohrerspitze

ersichtlich wird. Trotzdem zeigt sich, dass nicht nur die Bohrspitze mit der Hauptschneide die thermische Wechselwirkung mit dem Bauteil entscheidend beeinflusst, sondern dass auch die Führungsphasen als Wärmequellen wirken und zu einer weiteren Erwärmung der Bauteilwand führen. Dieser Umstand muss beim Aufbau eines abstrahierten Modells zur Beschreibung des thermo-mechanischen Lastkollektivs des Bohrprozesses berücksichtigt werden. Die hier vorgestellten Ergebnisse dienen als Eingangsgröße zur Beschreibung dieser Zusammenhänge in Kapitel **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden..** Durch Auftragen der gemessenen Temperaturen über der Bohrtiefe in Abbildung 8-15 wird deutlich, wie sich die Temperaturen an der Bohrspitze mit dem Bohrfortschritt entwickeln.

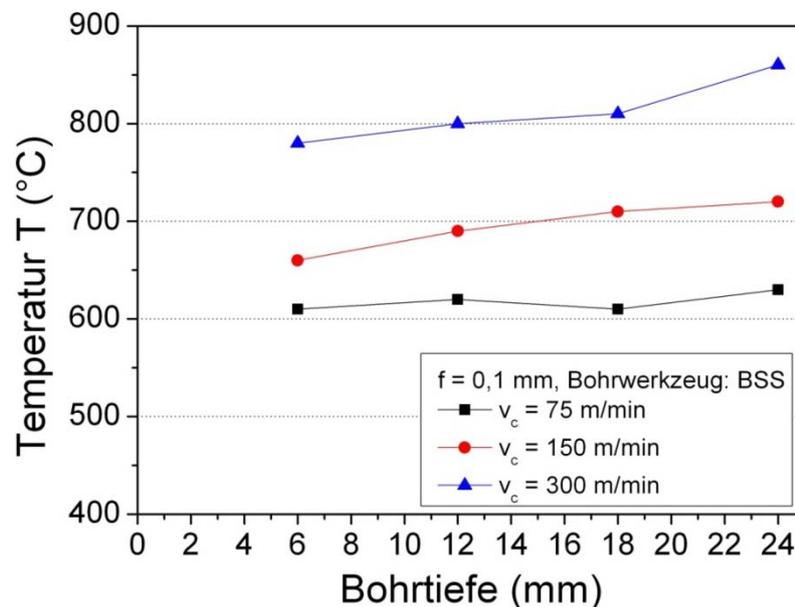


Abbildung 8-15 Seitlich gemessene Temperaturen T der Bohrspitze in Abhängigkeit von der Bohrtiefe

Abbildung 8-15 zeigt, dass der Verlauf der gemessenen Temperaturen an der Bohrspitze bei allen drei Schnittgeschwindigkeiten mit der Bohrtiefe ansteigt. Die Temperaturen bei der niedrigen Schnittgeschwindigkeit $v_c = 75$ m/min liegen insgesamt noch auf einem Niveau, bei welchem keine Gefügeumwandlungen erwartet werden. Bei der mittleren Schnittgeschwindigkeit $v_c = 150$ m/min werden bereits nach nur 6 mm Bohrtiefe Temperaturen um 650 °C gemessen, welche bis zur vollen Tiefe der Bohrung auf 720 °C ansteigen [A_Chi-13]. Somit wird deutlich, dass je nach Aufheizrate und resultierenden Umwandlungstemperaturen bereits bei dieser Schnittgeschwindigkeit Beeinflussungen der Randschicht in Abhängigkeit von der Bohrtiefe denkbar sind. Noch höhere Temperaturen werden mit der höchsten Schnittgeschwindigkeit $v_c = 300$ m/min erreicht. Nach den ersten 6 mm betragen

diese schon 780 °C, nach 24 mm 860 °C. Somit ist über die gesamte Tiefe der Bohrung mit prozessbedingten Gefügebeeinflussungen in der Randschicht der Bohrungswand zu rechnen.

8.2.5 Metallographische Analyse der resultierenden Bauteilrandschicht

Zur Überprüfung der Randschicht der Bohrungswände wurden die Werkstücke in der Mitte geteilt, die Bohrungen herausgearbeitet, eingebettet und geätzt. Abbildung 8-16 zeigt ein Überblickbild einer präparierten Bohrungswand.

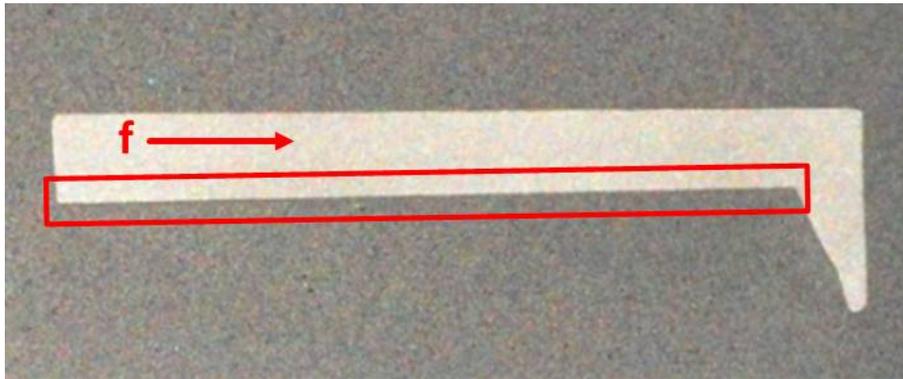


Abbildung 8-16 Eingebettete Hälfte einer Bohrprobe (Bohrtiefe $t_{Bohr} = 30$ mm) für die Analyse der Randzone der Bohrungswand (rot markiert)

Die Querschliffe der Bohrungswände wurden, wie die Schliffbilder der Drehversuche, mittels Lichtmikroskop und Härteprüfgerät untersucht. Radiale Schliffbilder wurden nicht angefertigt, da die Bohrungswände über die gesamte Länge untersucht werden mussten, um festzustellen welche Prozessbedingungen zu Gefügebeeinflussungen in der Randschicht führen. Abbildung 8-17 zeigt den Querschliff des Bohrungseintritts nach der Bearbeitung mit der Schnittgeschwindigkeit $v_c = 300$ m/min und dem Vorschub $f = 0,1$ mm. Die Vorschubbewegung des Bohrprozesses erfolgte von links nach rechts.

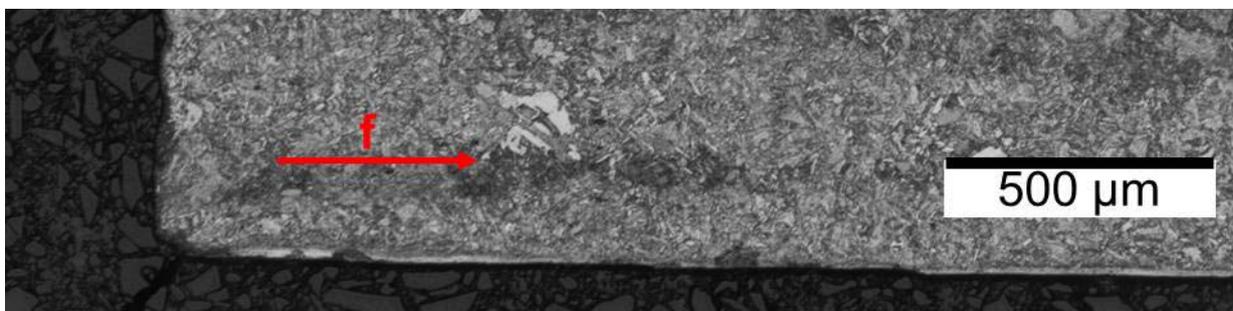


Abbildung 8-17 Bohrungseintritt mit abschnittsweiser weißer Schicht ($v_c = 300$ m/min, $f = 0,1$ mm)

Abbildung 8-17 bestätigt die in Kapitel 8.2.4 formulierte These, dass das Werkstückmaterial bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 300$ m/min bereits zu Beginn der Bohrung beeinflusst wird. Die an der Bohrungswand gebildete weiße Schicht ist nach 100 μm deutlich erkennbar. Im Bereich der ersten 100 μm der Bohrung sieht die Randzone so aus, als hätte sich dort ebenfalls eine vom Grundmaterial abweichende Schicht befunden, welche allerdings abgeplatzt sein könnte. Abschnitte mit Abplatzungen der weißen Schicht konnten über die gesamte Länge der Bohrungswand festgestellt werden. Dieser Effekt wird im Folgenden noch ausführlicher gezeigt und diskutiert. Die überwiegend durchgehende weiße Schicht weist eine Dicke von 16 bis 27 μm auf und ist in Abbildung 8-18 dargestellt.

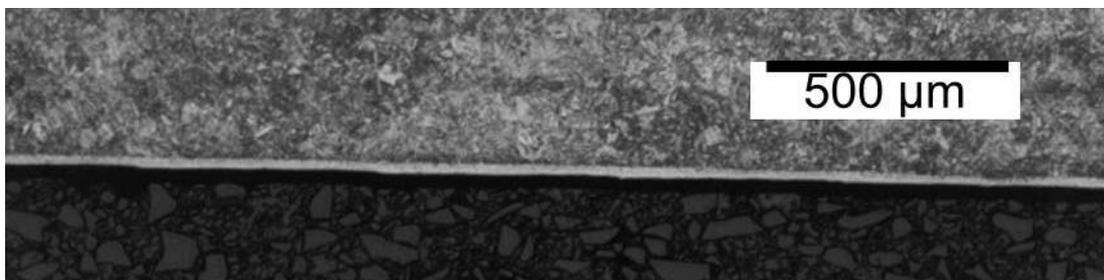


Abbildung 8-18 Durchgehende weiße Schicht ($v_c = 300$ m/min, $f = 0,1$ mm, Bohrtiefe $t_{\text{Bohr}} = 8-10$ mm)

Neben der Schicht sind zum Teil Absätze und Zipfel zu erkennen, welche mit der Vorschubbewegung des Bohrwerkzeugs erklärt werden können. In Abbildung 8-19 ist die vergrößerte Aufnahme der weißen Schicht zu sehen. Es ist eine sehr feinkörnige Struktur zu erkennen, die sich signifikant vom unbeeinflussten Grundgefüge unterscheidet und im äußersten Bereich nahezu homogen weiß erscheint.

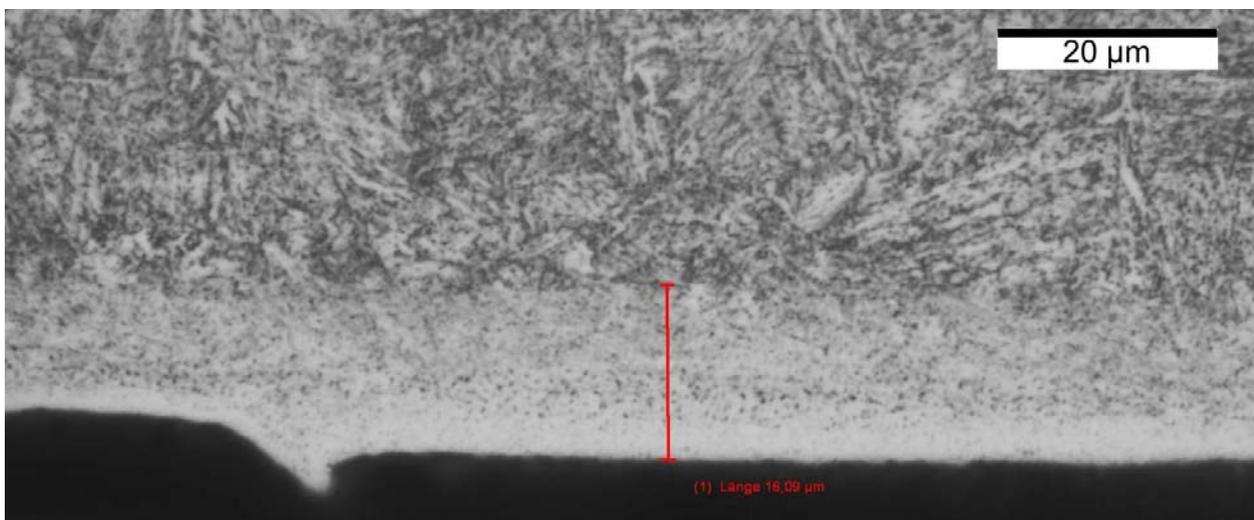


Abbildung 8-19 Vergrößerung der weißen Schicht ($v_c = 300$ m/min, $f = 0,1$ mm)

In Abbildung 8-19 ist außerdem ein durch den Werkzeugvorschub hervorgerufener Zipfel zu erkennen. Wie im Stand der Forschung und Technik beschrieben, zeichnen sich weiße Schichten in der Regel durch eine hohe Härte sowie ihre Sprödigkeit aus. Diese Umstände begünstigen Rissbildung und -wachstum und können zum katastrophalen Versagen von Produktkomponenten führen, weshalb eine Untersuchung der Bohrungswände hinsichtlich dieser Hypothese von besonderem Interesse war. Dass die angenommenen Zusammenhänge zwischen weißen Schichten und Rissbildung zutreffen, ist in Abbildung 8-20 deutlich zu erkennen.

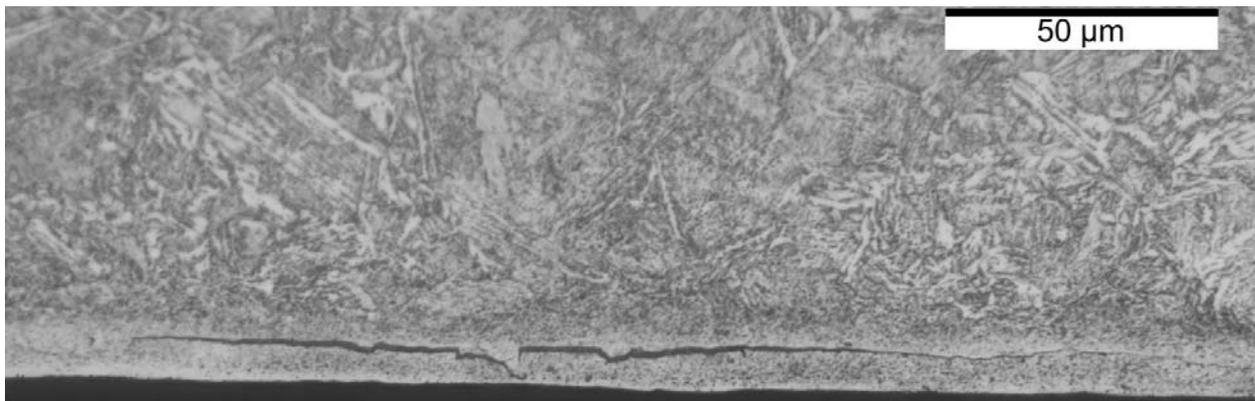


Abbildung 8-20 Weiße Schicht mit langem Riss ($v_c = 300$ m/min, $f = 0,1$ mm, Bohrtiefe $t_{Bohr} = 22-24$ mm)

Die in der Randzone der Bohrungswand auftretenden Risse zeigen zumeist den in Abbildung 8-20 erkennbaren Verlauf parallel zur Bohrungswand. Der Beginn der Risse liegt dabei meist innerhalb der weißen Schicht oder im Übergang von der weißen Schicht zur darunter liegenden schwarzen Schicht und nur selten im nicht umgewandelten Grundgefüge. Neben einfachen Rissen konnten auch Ablösungen der weißen Schicht festgestellt werden, wie Abbildung 8-21 zeigt.

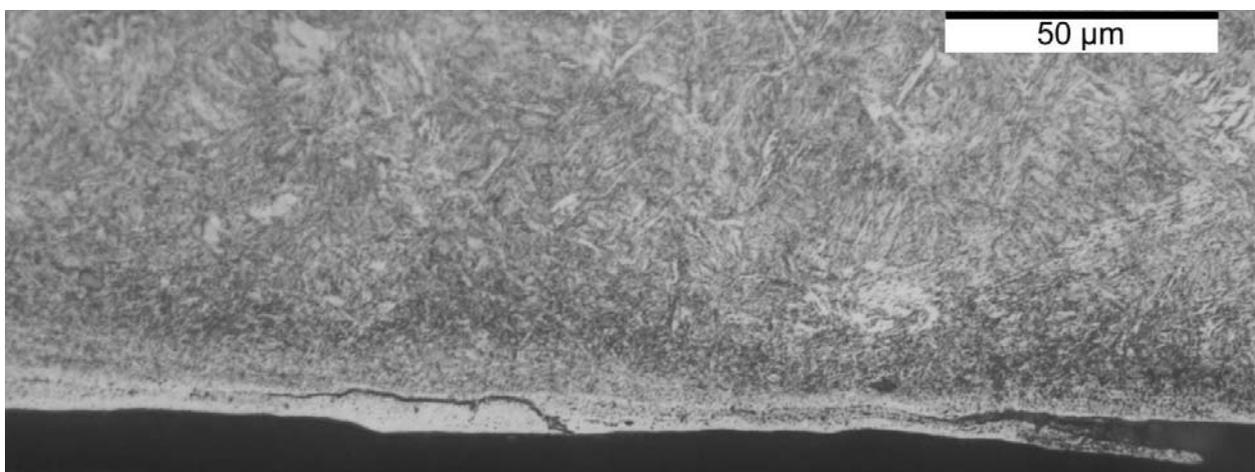
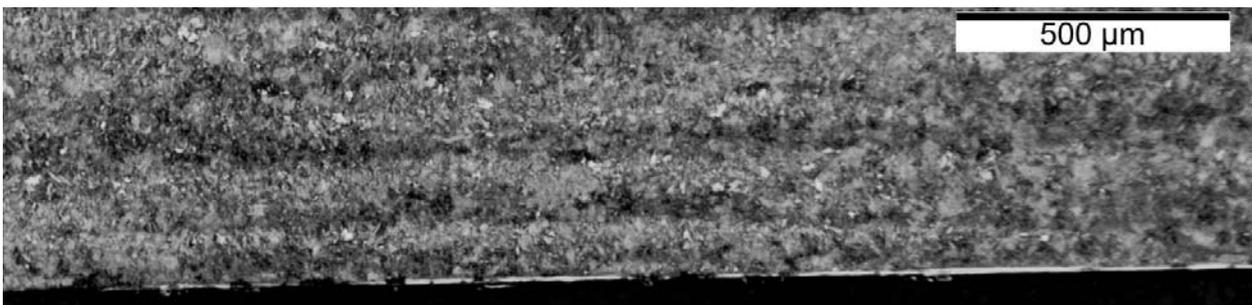


Abbildung 8-21 Weiße Schicht, Riss und Ablösung ($v_c = 300$ m/min, $f = 0,1$ mm, Bohrtiefe $t_{Bohr} = 26-28$ mm)

Die in Abbildung 8-21 gezeigte weiße Schicht belegt zum einen wieder einen Riss im linken Bildbereich, welcher im unteren Bereich der weißen Schicht gestartet ist und unter ständiger Vergrößerung bis an die Oberfläche durchgedrungen ist. Die Folge eines solchen Materialverhaltens kann im rechten Bereich von Abbildung 8-21 nachvollzogen werden. An dieser Stelle wurde ein großer Bereich der weißen Schicht regelrecht vom restlichen Werkstückmaterial weggeklappt. Ursache war wie beschrieben vermutlich ein sich ausbreitender Riss. Im weiteren Verlauf können derartige Bereiche der weißen Schicht komplett ausbrechen und die Randzone der Bohrung beschädigen. So können derartige Bereiche mit weggerissenen weißen Schichten beispielsweise beim Herausziehen des Bohrwerkzeugs oder durch abgeführte Späne entstehen.

Versuche mit niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten führten ebenfalls zur Beeinflussung der Bohrungswand und es konnten ebenfalls vereinzelt weiße Schichten festgestellt werden. Abbildung 8-22 zeigt die Randzone der Bohrungswand nach einem Bohrversuch mit der Schnittgeschwindigkeit $v_c = 150$ m/min und dem Vorschub $f = 0,1$ mm.



*Abbildung 8-22 Lokal entstandene weiße Schicht mit Abplatzungen
($v_c = 150$ m/min, $f = 0,1$ mm, Bohrtiefe $t_{Bohr} = 14-16$ mm)*

Die in Abbildung 8-22 gezeigte weiße Schicht stellt einen der wenigen kurzen Abschnitte der Bohrungswand dar, bei welchem eine weiße Schicht festgestellt werden konnte. Es ist anzunehmen, dass sich die weiße Schicht zunächst über den gesamten Bildausschnitt erstreckt hat, im Zuge der Bearbeitung aber teilweise abgeplatzt ist. Im Vergleich zur höheren Schnittgeschwindigkeit von 300 m/min fällt neben dem nur vereinzelt Auftreten einer weißen Schicht auch deren geringere Dicke von etwa 8 µm auf.

Neben vielen Abplatzungen treten in den kurzen Abschnitten mit weißer Randschicht eine Vielzahl von Rissen auf, wie sie in Abbildung 8-23 dargestellt sind.

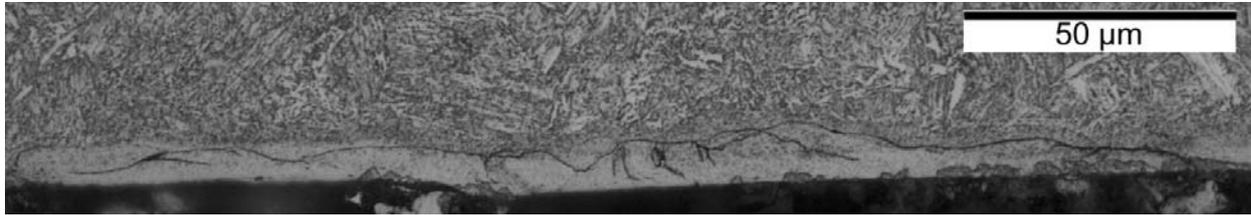


Abbildung 8-23 Stark rissbehaftete weiße Schicht ($v_c = 150$ m/min, $f = 0,1$ mm, Bohrtiefe $t_{Bohr} = 20$ mm)

Die in großer Anzahl zu erkennenden Risse innerhalb der weißen Schicht sind sowohl tangential als auch normal zur Bauteiloberfläche ausgerichtet. Es finden sich kurze, aber auch sehr lange Risse, welche sich über den gesamten Bereich der weißen Schicht erstrecken. Zur Veranschaulichung zeigt Abbildung 8-24 eine Detailaufnahme des rissbehafteten weißen Randzonenbereichs.

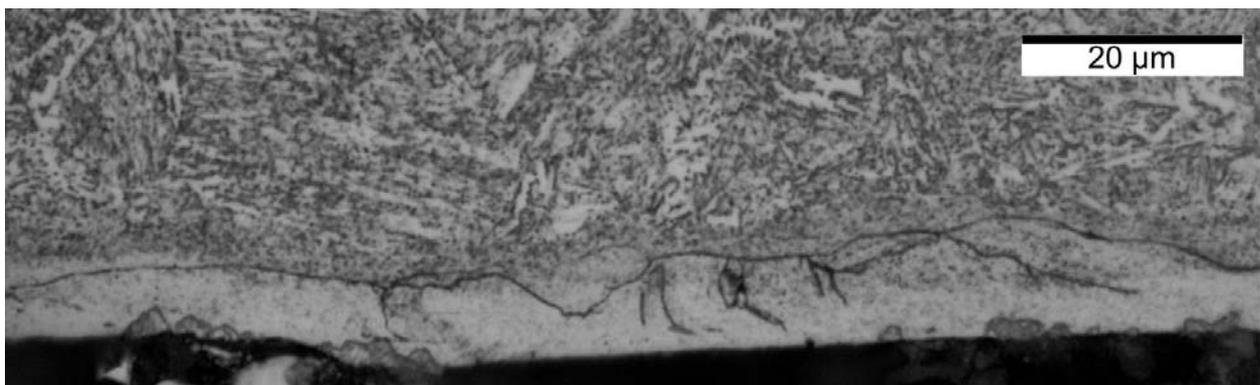


Abbildung 8-24 Quer- und Längsriffe in der weißen Randschicht der Bohrungswand ($v_c = 150$ m/min, $f = 0,1$ mm, Bohrtiefe $t_{Bohr} = 20-22$ mm)

Analog zu den Untersuchungen der mit $v_c = 300$ m/min und $v_c = 150$ m/min bearbeiteten Werkstücke wurden auch die Bohrungswände der mit $v_c = 75$ m/min analysiert. Erstaunlicherweise sind auch hier vereinzelte weiße Schichten in der Randzone der Bohrungswand festzustellen.

Abbildung 8-25 zeigt einen solchen Bereich, der allerdings eine klare Ausnahme darstellt, da der überwiegende Anteil der untersuchten Bohrungswand keine weißen Schichten aufweist.

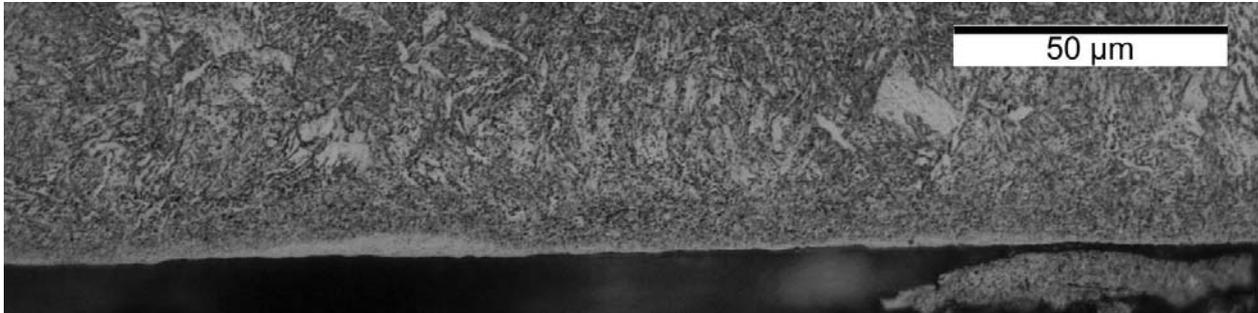


Abbildung 8-25 Weiße Schicht in der Randzone der Bohrungswand
($v_c = 75 \text{ m/min}$, $f = 0,1 \text{ mm}$, Bohrtiefe $t_{\text{Bohr}} = 15\text{-}16 \text{ mm}$)

Der Vergleich mit den bei höheren Schnittgeschwindigkeiten entstandenen Bohrungsflächen zeigt eine signifikant geringere Anzahl beeinflusster Randzonenbereiche. Die Dicke der bei $v_c = 75 \text{ m/min}$ erzeugten Randzonenbereiche mit einer weißen Schicht ist mit etwa $12 \mu\text{m}$ vergleichbar mit der bei $v_c = 150 \text{ m/min}$ entstandenen Randschicht, was Abbildung 8-26 entnommen werden kann. Ursache für das Auftreten weißer Schichten auch bei geringen Schnittgeschwindigkeiten können zum einen der Werkzeugverschleiß, aber auch extreme Lastfälle durch verklemmte Späne oder Schwingungsanregungen im Prozess sein. Da bei $v_c = 75 \text{ m/min}$ nur wenige Stellen eine solche weiße Schicht aufweisen, ist anzunehmen, dass diese Ereignisse zu kurzfristigen lokalen Überhöhungen der Temperatur und damit zu Phasenumwandlungen geführt haben.

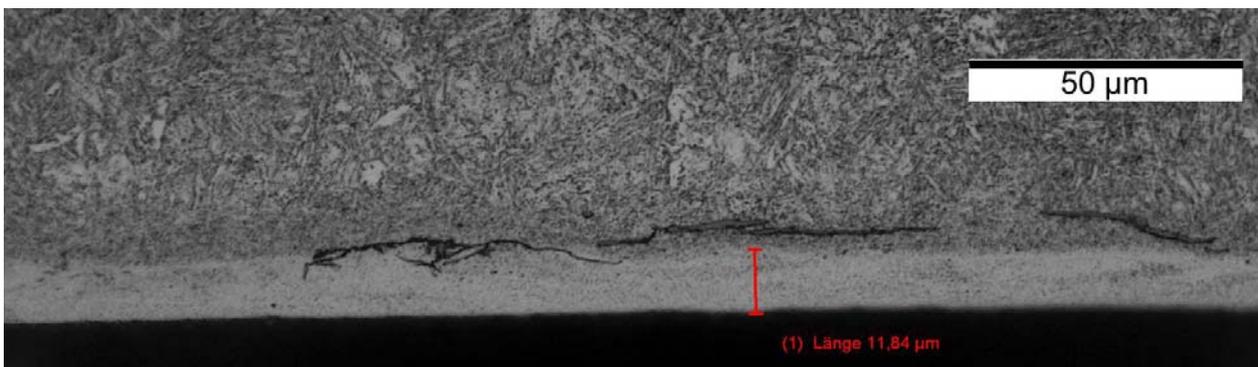


Abbildung 8-26 Rissbehaftete weiße Schicht in der Randzone der Bohrungswand
($v_c = 75 \text{ m/min}$, $f = 0,1 \text{ mm}$)

Wie bei allen untersuchten weißen Schichten sind auch in Abbildung 8-26 deutliche Risse zu erkennen. Diese finden sich überwiegend in der weißen Schicht. Allerdings zeigt sich in Abbildung 8-26 auch, dass die Risse sogar bis in

das Grundgefüge gewachsen sind. Ursächlich sind die höheren mechanischen Belastungen, welche auf die erhöhten Zerspankräfte bei der niedrigeren Schnittgeschwindigkeit zurückgeführt werden können. Die Abhängigkeit der Schichtdicke von der Schnittgeschwindigkeit ist in Abbildung 8-27 dargestellt.

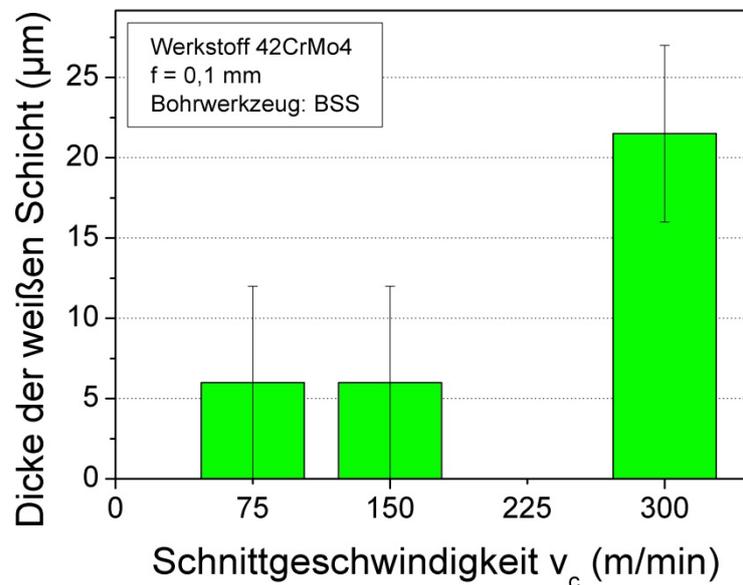


Abbildung 8-27 Mittlere Dicke und Streuung der beim Bohren erzeugten weißen Schicht in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit

Es zeigt sich, dass die beim Bohren erzeugten weißen Schichten in großem Maße von der Schnittgeschwindigkeit abhängen. Dieses Ergebnis deckt sich mit Ergebnissen von Li für das Bohren kohlenstoffreicher Stähle [Li-07]. Zur Schichtdicke bei $v_c = 75$ m/min wird nochmals auf die These von spontanen lokalen Temperaturüberhöhungen hingewiesen, da hier nur ein vereinzelt Auftreten festgestellt werden konnte. Es wird demnach davon ausgegangen, dass es sich dabei um Ausnahmefälle handelt, deren Auftreten jedoch nicht ignoriert werden darf. Begünstigt werden lokale Überlastungen bei niedriger Schnittgeschwindigkeit durch die dabei herrschenden hohen Kräfte, welche im Einzelfall zu erhöhten hydrostatischen Drücken in der Prozesszone und damit zu Absenkungen der Umwandlungstemperaturen führen können.

Die Messung der Härte innerhalb der erzeugten Schichten bzw. der Verlauf der Härte vom äußersten Rand bis zum unbeeinflussten Grundgefüge bestätigt die Annahme, dass es sich bei der weißen Schicht um ein wesentlich härteres Gefüge handelt als beim unbeeinflussten Grundgefüge. Abbildung 8-28 zeigt beispielhaft eine Aufnahme der Bohrungswand mit den Eindrücken der Härtemessung (rot markiert).

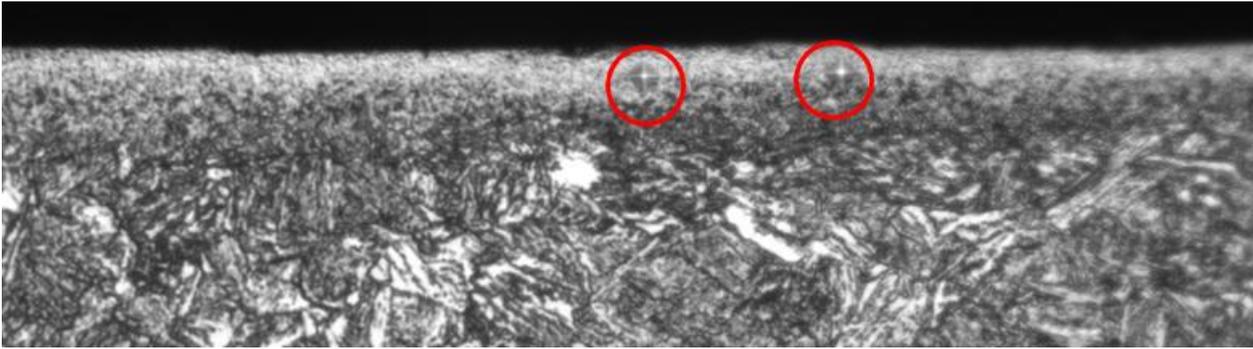


Abbildung 8-28 Querschliffbild der Bohrungswand mit Eindrücken der Härtemessung

Die ermittelten Härtewerte liegen in den gleichen Bereichen wie bei den Drehversuchen im orthogonalen Schnitt. Aufgrund der Schnittgeschwindigkeitsabhängigkeit der Schichtdicke ergeben sich die in Abbildung 8-29 dargestellten Härtetiefenverläufe.

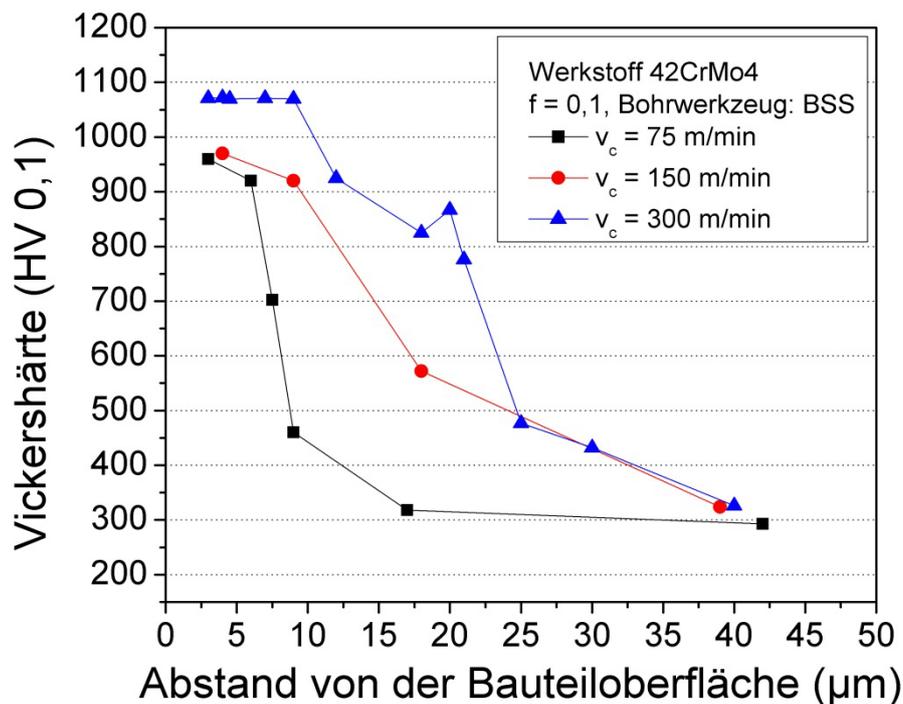


Abbildung 8-29 Gemessene Härtetiefenverläufe in der Bohrungsrandschicht ($v_c = 75$ m/min, $v_c = 150$ m/min, $v_c = 300$ m/min, $f = 0,1$ mm)

Den Verläufen der gemessenen Härte ist unabhängig von der variierten Schnittgeschwindigkeit gemein, dass in unmittelbarer Randnähe deutlich höhere Härtewerte auftreten als im Inneren des Bauteils. Diese hohen Werte zwischen 900 und 1100 HV wurden alle innerhalb der durch die Bearbeitung entstandenen weißen Schicht gemessen. Da die Dicke dieser Schichten von den Schnittgeschwindigkeiten abhängig ist, treten die hohen Härtewerte bei der

höchsten Schnittgeschwindigkeit $v_c = 300$ m/min bis zu einem Abstand von etwa $20 \mu\text{m}$ auf. Die niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten führen analog zu dünneren harten Schichten. Dabei sind bei $v_c = 150$ m/min Werte um die 950 HV bis in eine Tiefe von ca. $10 \mu\text{m}$ zu finden. Die mit $v_c = 75$ m/min bearbeiteten Bohrungswände zeigen die geringste Beeinflussung mit Härtewerten um 900 HV bis zu einem Abstand von $6 \mu\text{m}$ von der Bohrungswand. Je dünner die beeinflussten Randzonen ausfallen, desto schwieriger können viele Messpunkte innerhalb der weißen und schwarzen Schichten gesetzt werden. Dies erklärt die wenigen Messpunkte für die beiden niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten im oberflächennahen Bereich in Abbildung 8-29. Neben der größeren Tiefenwirkung aufgrund der höheren Prozesstemperaturen wird auch deutlich, dass die Maximalhärte ebenfalls mit der Schnittgeschwindigkeit anwächst.

8.3 Diskussion und Zusammenfassung

Die durchgeführten Ringspan- sowie Bohrversuche ins Volle ergeben eine Vielzahl an notwendigen Eingangsparametern für den Aufbau eines Modells, welches das thermo-mechanische Belastungskollektiv des Bohrprozesses bezüglich der Bauteilbelastung möglichst detailgetreu abbildet. So können aus den Ringspanversuchen Zusammenhänge zwischen Prozessparametern und den resultierenden Kräften und Temperaturen an der Bohrerhauptschneide abgeleitet werden. Mit wachsendem Abstand vom Bohrermitelpunkt steigt das Bohrmoment aufgrund des wachsenden Hebelarmes deutlich an, gleichzeitig führt eine Zunahme der Schnittgeschwindigkeit zu einer leichten Abnahme des gemessenen Moments. Hierfür zeichnen die mit der Schnittgeschwindigkeit und dem Radius zunehmenden Prozesstemperaturen verantwortlich, welche eine thermische Entfestigung des Werkstückmaterials bewirken. Die Vorschubkraft sinkt mit wachsendem Radius und steigenden Schnittgeschwindigkeiten, Ursache sind ebenfalls die steigenden Temperaturen an der Bohrerhauptschneide. Die Umrechnung der gemessenen Momente in spezifische Schnittkräfte unter Zuhilfenahme der bekannten Messpositionen und damit verbundenen Hebelarme ermöglicht einen Vergleich der Ergebnisse der Ringspanversuche mit Drehversuchen im orthogonalen Schnitt. Die gute Übereinstimmung bei diesem Vergleich zeigt, dass die Ergebnisse der Drehversuche als Annäherung zur Beschreibung der Schnittkräfte an der Bohrerhauptschneide herangezogen werden können, wodurch auch eine Abhängigkeit vom Spanwinkel berücksichtigt werden kann. Gleiches gilt für die beim Drehen gemessenen Prozesstemperaturen sowie die Erkenntnisse aus den zweidimensionalen Spanbildungssimulationen.

Die Versuche zum Bohren ins Volle ergaben zum einen Erkenntnisse bezüglich der Vorschubkraft, welche wie bei den Ringspanversuchen mit steigender Schnittgeschwindigkeit leicht sinkt. Besonders interessant sind allerdings die seitlichen Temperaturmessungen, welche genutzt werden, um die Wärmequellen der Bohrerführungsphase und der heißen Späne zu beschreiben, wobei keine Separierung dieser beiden Wärmequellen erfolgt. In Kombination mit der Wärmequelle der Bohrerhauptschneide kann so ein vollständiges Modell zur Beschreibung der thermischen Charakteristika des Bohrprozesses aufgebaut werden, welches aus einer primären und einer sekundären Wärmequelle besteht. Zusätzlich wurde die abgeflachte Seite der Bohrprobe während der Bohrbearbeitung thermografisch vermessen. Diese Messungen dienen in erster Linie dazu, um die mit dem entwickelten dreidimensionalen Bohrmodell erzeugten Ergebnisse hinsichtlich der Temperaturhistorie des bearbeiteten Bauteils validieren zu können. Dabei konnten zwischen den untersuchten Parameterkombinationen nur geringfügige Unterschiede bezüglich des sich einstellenden Temperaturfelds auf der Werkstückoberfläche festgestellt werden. Dies ist aber auch damit zu begründen, dass die Wärmeleitung im Bauteil eine gewisse Zeit benötigt, wie sich bei der Variation der Schnittgeschwindigkeit gezeigt hat.

Abschließend zeigen die metallographischen Untersuchungen der Bohrungswände, dass die Bohrbearbeitung zur Umwandlung von randnahen Bereichen des Werkstückmaterials führt. Dabei konnte bei allen drei analysierten Schnittgeschwindigkeiten die Bildung so genannter weißer Schichten nachgewiesen werden, obwohl die Prozesstemperaturen speziell bei der niedrigsten Schnittgeschwindigkeit nicht so hoch erwartet wurden, dass Phasenumwandlungen angenommen werden konnten. Die im Mittel 6 μm dicken weißen Schichten bei der Schnittgeschwindigkeit $v_c = 75 \text{ m/min}$ treten nur an wenigen Stellen entlang der Bohrungswand auf, so ist ihre Häufigkeit deutlich geringer als bei $v_c = 150 \text{ m/min}$ und $v_c = 300 \text{ m/min}$, wo lange zusammenhängende weiße Schichten mit Dicken von im Mittel 6 μm bzw. 21 μm festgestellt wurden. Als Ursache für die Gefügeumwandlungen bei der niedrigsten Schnittgeschwindigkeit werden lokale Überhöhungen der Prozesstemperatur vermutet. Diese können das Ergebnis von massivem Eckenverschleiß am Bohrwerkzeug oder behinderte Spanabfuhr sein. Da bei der geringsten Schnittgeschwindigkeit außerdem die höchsten Prozesskräfte auftreten, können zudem spannungsbedingte Absenkungen der Austenitisierungstemperaturen einen Einfluss auf die Ausbildung der Bohrungsrandzone haben.

Basierend auf den metallographischen Analysen und Bohrversuchen kann ein klarer Zusammenhang zwischen der Schnittgeschwindigkeit und der Dicke der fertigungsbedingten weißen Schichten in der Randzone der Bohrungswände nachgewiesen werden. Dieser Zusammenhang wird außerdem durch die Ergebnisse der metallographischen Untersuchungen der Werkstückrandzonen der orthogonalen Drehversuche gestützt. Die im Rahmen der Bohrversuche entstandenen weißen Schichten beinhalten darüber hinaus eine große Anzahl von Rissen unterschiedlicher Orientierung. Die Mehrzahl der Risse verläuft allerdings parallel zur bearbeiteten Oberfläche, einige wenige reichen bis in das Grundmaterial des Werkstücks hinein. Die größten Risse erstrecken sich zum Teil über die gesamte Länge der weißen Schicht knapp unterhalb der Oberfläche der Bohrungswand. Abplatzungen einzelner Schichtbereiche deuten darauf hin, dass an diesen Stellen zuvor ebenfalls weiße Schichten vorhanden waren, welche durch das Durchbrechen der Risse an die Oberfläche abgelöst wurden. Insgesamt ist zu beobachten, dass Abplatzungen und Bereiche ohne weiße Schicht mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit abnehmen und zusammenhängende, homogener erscheinende weiße Schichten größerer Dicke entstehen.

Innerhalb der weißen Schichten und den randnahen Bereichen konnte zudem eine deutlich erhöhte Härte des Werkstückmaterials von bis zu 1170 HV gegenüber der Grundhärte des Ausgangsgefüges (ca. 350 HV) festgestellt werden. In Abhängigkeit der Prozessparameter und der resultierenden Schichtdicken reichen die erhöhten Härten bis in unterschiedliche Tiefen der Randschicht der Bohrungswände hinein.

9 Modellierung des Bohrprozesses

Wie im Stand der Technik gezeigt wurde, stellt das Bohren einen komplexen Prozess dar, dessen Kinematik und Charakteristika eine zweidimensionale Betrachtung von Prozess und Gefügebeeinflussung nicht möglich machen. Die Gesamtheit der aus dem Bohrprozess resultierenden Bauteilbelastungen stellt ein thermo-mechanisches Lastkollektiv dar, welches so detailliert wie möglich abgebildet werden muss, um mikrostrukturelle Vorgänge in den Randzonen von Bohrungswänden mit Hilfe der FEM vorhersagen zu können.

Das in dieser Arbeit entwickelte Modell sieht vor, den Materialabtrag in der entstehenden Bohrung durch das Entfernen von Elementen nachzubilden. Ein Modell des Bohrers basierend auf Draht- oder Stabelementen, wie es von Weinert genutzt wurde [Wei-06], kann hierfür nicht genutzt werden, da die im Rahmen der vorliegenden Arbeit genutzte Software ABAQUS für das Aufprägen der thermischen und mechanischen Lasten Kontakte in Form von Oberflächen (surfaces) benötigt und die neu entstehenden Oberflächen nach dem Entfernen von Elementen von ABAQUS nicht mehr als Oberfläche erkannt werden. Abhilfe schafft hier die Unterteilung des Gesamtmodells in mehrere einzelne Teilmodelle (parts). Die Verbindung dieser Einzelteile erfolgt mit Hilfe von speziellen Bedingungen (constraints), deren Erstellung aufgrund der großen Anzahl sehr aufwändig und speicherintensiv ist. Versuche, ein solches Modell einzusetzen führten einerseits zu fehlerhaften Rechenergebnissen und andererseits zu extrem hohen Rechenzeiten und modellbedingten Simulationsabbrüchen. Aus diesem Grund wurde ein Modell entwickelt, das aus einem einzigen Bauteil besteht, welches wiederum in eine Vielzahl von Bereichen sogenannte „cells“ unterteilt wurde. Die Erzeugung dieser Bereiche erfolgte aufgrund der großen Anzahl automatisiert unter Anwendung der Skriptsprache „python“. Das gilt auch für die Erzeugung der Knoten- und Elemente-Sets zur Aufprägung der thermischen und mechanischen Lasten und dem späteren Löschen von Elementen. Alle Last- sowie Elementlöschungsschritte müssen in einzelnen Simulationsschritten (steps) definiert werden, da für jede Winkel- und Vorschubposition andere Verhältnisse vorherrschen. Zur Erstellung dieser Schritte wurde deshalb mit Hilfe von Matlab ein weiteres Skript erstellt, welches als Ergebnis eine Datei erzeugt, welche direkt in die Input-Datei des Bohrmodells implementiert werden kann.

9.1 Modellierung der thermischen Werkstückbelastung beim Bohren als Quellterm aus FE-Simulationen und experimentellen Ergebnissen

Zur Modellierung des thermischen Belastungskollektivs beim Bohren müssen mehrere Zonen der Wärmeentstehung berücksichtigt werden. Auf Basis der experimentellen Arbeiten sowie der zweidimensionalen Spanbildungssimulationen werden für den Aufbau des abstrahierten Bohrmodells zwei Terme für die Abbildung der thermischen Belastung T_{quell} des Werkstücks beim Bohren verwendet:

$$T_{quell} = T_{Hauptschneide} + T_{Führungsfase} \quad \text{Formel 9-1}$$

Dabei wird die Temperatur entlang der Hauptschneide entsprechend ihrer Abhängigkeiten von der Entfernung vom Bohrermitelpunkt, d.h. dem Radius r sowie den Prozessparametern Schnittgeschwindigkeit v_c und Vorschub f modelliert:

$$T_{Hauptschneide} = f(r, v_c, f) \quad \text{Formel 9-2}$$

Die sowohl im Rahmen der Bohr- und Drehversuche aber auch der FE-Simulationen gezeigten Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern Vorschub und Schnittgeschwindigkeit sowie der radialen Lage auf der Bohrerhauptschneide und der resultierenden Temperatur an der Werkzeugschneide deuten auf einen jeweils exponentiellen Zusammenhang hin, weshalb eine formale Beschreibung gesucht wurde, welche die Schneidentemperatur in Abhängigkeit einer Linearkombination der Variablen Radius, Schnittgeschwindigkeit und Vorschub beinhaltet.

Gemäß den experimentell ermittelten Parameterabhängigkeiten wurde mit Hilfe einer multivariaten Regression folgender formale Zusammenhang ermittelt:

$$T_{Hauptschneide} = f(r, v_c, f) = 170.4 * r^{0.23} * v_c^{0.23} * f^{0.12} \quad \text{Formel 9-3}$$

Zur Überprüfung der Genauigkeit dieses Modells zur Beschreibung der Temperaturen an der Bohrerhauptschneide können die berechneten Schneidentemperaturen den experimentell ermittelten Messwerten gegenübergestellt werden. Abbildung 9-1 zeigt den grafischen Vergleich von Modell und Bohrversuch.

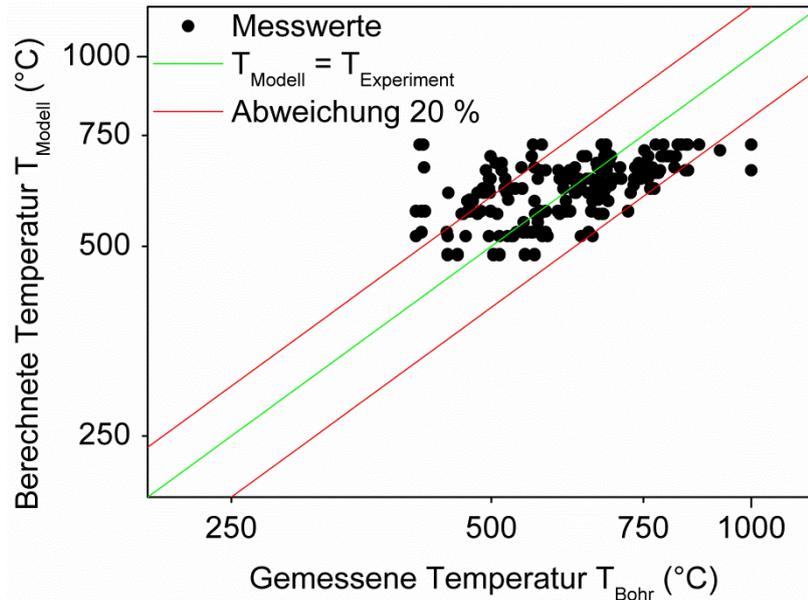


Abbildung 9-1 Vergleich der berechneten und gemessenen Temperaturen an der Bohrerhauptschneide ($f=0,05-0,1$ mm, $v_c = 75-300$ m/min, $r = 1,5-6$ mm)

Es ist in Abbildung 9-1 zu erkennen, dass die gemessenen Temperaturen an der Bohrerhauptschneide sehr gut vom ermittelten Modell wiedergegeben werden. So liegen etwa 82 % der gemessenen Werte innerhalb der definierten Toleranzgrenzen einer Abweichung von 20 %.

Des Weiteren nimmt die Bohrtiefe t_{Bohr} einen Einfluss auf die Temperaturen, so dass sich für den untersuchten Parameter- und Bohrtiefenbereich der folgende Zusammenhang ergibt:

$$T_{Hauptschneide}(r, v_c, f, t_{Bohr}) = 170,4 \cdot r^{0,23} \cdot v_c^{0,23} \cdot f^{0,12} \cdot t_{Bohr}^{0,05} \quad \text{Formel 9-4}$$

Die thermische Belastung des Bauteils durch die Hauptschneide folgt der Rotation sowie dem Vorschub des Bohrwerkzeugs. Die sich hieraus ergebende Bewegung entlang einer Helixbahn kann mathematisch beschrieben werden:

$$\begin{aligned} x &= r \cdot \cos\left(\frac{v_c \cdot 2 \cdot \pi}{r} \cdot t\right) \\ y &= r \cdot \sin\left(\frac{v_c \cdot 2 \cdot \pi}{r} \cdot t\right) \\ z &= \frac{f \cdot v_c}{2 \cdot \pi \cdot r} \cdot t - \frac{r}{\tan\left(\frac{\sigma_s}{2}\right)} \end{aligned} \quad \text{Formel 9-5}$$

Die Implementierung dieser thermischen Lastterme sowie der Prozesskinematik wird unter 9.3.3 detailliert beschrieben.

Der zweite Term in Formel 8-1 beschreibt die weitere Erhitzung der Bohrungswand durch die Führungsphase des Bohrwerkzeugs sowie die durch die Wendel abgeführten heißen Späne. Hierfür wird eine einfache ringförmige Wärmequelle angenommen, welche in variablem Abstand von der Bohrerspitze ebenfalls in Vorschubrichtung durch die Bohrung hindurch bewegt wird. Zur Beschreibung der dort vorherrschenden Temperaturen werden die seitlichen Temperaturmessungen aus den Bohrversuchen ins Volle verwendet, wobei die Bereiche zwischen den 4 Messpunkten durch Interpolation ebenfalls abgedeckt werden. Die gemessenen Temperaturen wurden mit einer hohen Abtastrate ermittelt, so dass in den Messschrieben sogar die Temperaturzu- und -abnahmen der einzelnen Bohrerumdrehungen identifizierbar sind. Eine solche genaue Abbildung ist im Rahmen des FE-Modells aufgrund des immens großen Rechenaufwands und mit der Anwendung von einfachen ringförmigen Wärmequellen nicht umsetzbar, aber auch nicht notwendig, um die thermische Belastung des Werkstücks mit hinreichend hoher Genauigkeit beschreiben zu können [A_Lan-13].

Die Auswertung der in Kapitel 8.2.4 gezeigten Ergebnisse der seitlichen Temperaturmessungen, ergab bei erneuter Nutzung der multivariaten Regressionsanalyse folgenden formalen Zusammenhang für die Temperatur der Bohrerführungsphase $T_{\text{Führungsphase}}$:

$$T_{\text{Führungsphase}}(v_c, t_{\text{Bohr}}) = 299 \cdot v_c^{0.13} \cdot t_{\text{Bohr}}^{0.03} \quad \text{Formel 9-6}$$

Da es Formel 9-6 zulässt, dass die Temperaturen theoretisch auf unter 460 °C fallen können, und dies laut Messung nicht realistisch ist, wurde in der Subroutine zur Beschreibung der thermischen Lasten, eine Grenztemperatur von 460 °C eingeführt, unter welche die Temperaturen nicht absinken können [A_Lan-13].

Im Gegensatz zu den Lasttermen der Bohrerhauptschneide werden die Temperaturen der Bohrerfase nicht mit Hilfe einer Subroutine erstellt, sondern mittels Matlab berechnet und direkt in die Input-Datei des Bohrmodells implementiert [A_Lan-13].

9.2 Modellierung des mechanischen Lastkollektivs

Zur Abbildung der mechanischen Last werden die gemessenen Schnittkräfte analog zu den Temperaturen entlang der Werkzeugschneide aufgebracht. Der Modellaufbau verlangt, dass die aufgeprägten Kräfte im Modell als sogenannte „bodyforces“ definiert werden, was eine Umrechnung der gemessenen Kräfte auf eine Kraft pro Volumen notwendig macht. Mit Kenntnis des Volumens der jeweiligen Elemente-Sets an der Bohrersehneide des Modells kann dies einfach umgesetzt werden. Hierdurch ergeben sich die in Tabelle 9-1 dargestellten Vorschubkräfte.

Schnittgeschwindigkeit v_c (m/min)	75	150	300
Vorschubkraft F_z (N)	~1250	~1000	~1000
Als Bodyforce (N/mm ³)	322,61	258,09	258,09

*Tabelle 9-1 Vorschubkräfte in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit
[A_Lan-13]*

Eine derartige Definition der Kräfte ist demnach abhängig von der jeweiligen Feinheit des FE-Netzes. Da die Netzfeinheit aber definiert vorgegeben und die jeweiligen Elemente-Sets automatisiert mittels Matlab erstellt werden, ist eine Übertragbarkeit auf beliebige Feinheitsgrade des FE-Netzes gewährleistet und einfach umsetzbar.

Die Nutzung dieser Art der Kraftdefinition ermöglicht die Verwendung der ABAQUS-eigenen Subroutine „DLOAD“. Diese Subroutine bietet großen Gestaltungsspielraum, so kann die Schnittkraft in ihre zwei Komponenten in x- und y-Richtung zerlegt und in Abhängigkeit von der Position entlang der Bohrerhauptschneide formelmäßig implementiert werden. Zur Bestimmung der jeweiligen Anteile beider Komponenten an bestimmten Positionen in der Bohrung werden die folgenden beiden Beschreibungen verwendet:

Schnittkraft in x-Richtung:

$$F_{cx} = F_c * \frac{y}{\sqrt{(x^2 + y^2)}} \quad \text{Formel 9-7}$$

Schnittkraft in y-Richtung:

$$F_{cy} = -F_c * \frac{x}{\sqrt{(x^2 + y^2)}} \quad \text{Formel 9-8}$$

Dabei werden die Schnittkräfte in x- und y-Richtung entsprechend der Richtung der Winkelgeschwindigkeit und der Schneidenzahl des Bohrwerkzeugs, d.h. im vorliegenden Fall zweifach, definiert. Dies ist in den obigen Gleichungen nicht nachzuvollziehen, sondern wird durch den geometrischen Modellaufbau direkt in der Subroutine durch eine Fallunterscheidung des Bohrradius vorgegeben.

Im Gegensatz zu den Schnittkräften in x- und y-Richtung wird die Vorschubkraft in z-Richtung konstant angenommen. Die Anpassung der Kräfte mittels der Subroutine DLOAD ermöglicht es, einfach Änderungen an der Definition der Kraftverteilung und der Beträge vorzunehmen, da nur eine Anpassung innerhalb der Routine erfolgen muss, während die jeweiligen Lastschritte nicht verändert werden müssen. Nachdem ein Element das modellierte Material abgegeben hat, wird es deaktiviert, damit das Ergebnis der Simulation nicht verfälscht wird. Das ist erwähnenswert, da die endgültige Löschung der Elemente nicht unmittelbar nach Lastabgabe erfolgt, sondern nach jeweils fünf Umdrehungen des Bohrwerkzeugs. Dadurch werden die Anzahl der Rechenschritte und damit der Aufwand deutlich reduziert.

9.3 Simulation dreidimensionaler Bauteilmerkmale

9.3.1 FE-Modell des Versuchskörpers

Für die numerische Untersuchung der Bohrbearbeitung und der daraus resultierenden Gefügebeeinflussungen in der Bohrungswand wurde ein dreidimensionales Modell des Versuchskörpers aufgebaut, welches für das Bohren ins Volle verwendet wurde [A_Lan-13, Sch-13_2]. Abbildung 9-2 zeigt das vernetzte Modell. Im Gegensatz zum ursprünglichen Versuchsbauteil wurde die Bauteilhöhe von 60 mm auf 30 mm reduziert, da die maximale Bohrtiefe 24 mm beträgt und der Modellierungsaufwand hierdurch deutlich reduziert werden kann.

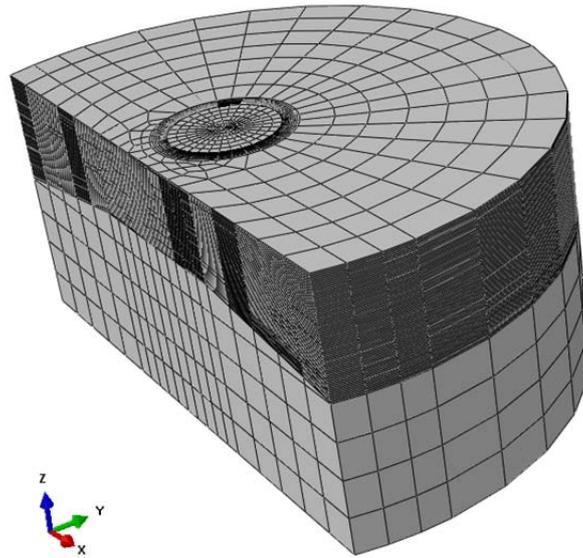


Abbildung 9-2 3D-FE-Modell des Versuchskörpers

Zur Umsetzung der Prozesskinematik wurde der Bereich der späteren Bohrung mit besonderer Sorgfalt vernetzt und segmentiert. Eine genaue Darstellung erfolgt bei der Beschreibung der Implementierung des Lastkollektivs. Des Weiteren wurde der Bereich der späteren Bohrungswand besonders fein vernetzt, um die durch die Bearbeitung resultierenden mikrostrukturellen Änderungen im Werkstückmaterial möglichst genau beschreiben zu können. So wurde ein an die Bohrungswand angrenzender Ring der Dicke $10\ \mu\text{m}$ definiert, in welchem eine Elementkantenlänge von $1\ \mu\text{m}$ gewählt wurde. In einem weiteren daran anschließenden Ring wurde die Elementkantenlänge zunächst auf $10\ \mu\text{m}$ und anschließend auf $100\ \mu\text{m}$ vergrößert. Der übrige Bereich des Modells wurde möglichst grob vernetzt, da dort keine Einflüsse durch die Bohrbearbeitung zu erwarten sind und dadurch der Rechenaufwand reduziert werden kann. Die Einspannung des Bauteils wird über Randbedingungen vorgegeben. Analog zum Experiment werden die Freiheitsgrade an den Stirnflächen des Zylindermodells festgehalten und dadurch die beidseitige Einspannung nachgebildet. Zur Vermeidung eines Wärmeinflusses in die Aufspannung wurden die Stirnflächen bei den Bohrversuchen mit Pertinaxplatten isoliert. Im Modell wird deshalb definiert, dass an diesen Stellen kein Wärmeinfluss stattfinden darf. Für die Mantelfläche wird ein temperaturabhängiger Wärmeübergangskoeffizient von $h = 0,21\ \text{W}/\text{cm}^2\text{K}$ angenommen, für die abgeflachte geschwärzte Seite ein Wert von $h = 0,98\ \text{W}/\text{cm}^2\text{K}$. Die Umgebungstemperatur wird auf $20\ ^\circ\text{C}$ festgelegt. Für die Implementierung wurden entsprechende Element-Sets definiert, für welche die Einspannung sowie Wärmeübergangsrandbedingungen vorgegeben wurden.

9.3.2 Implementierung der Gefügesimulation

Da die Modellierung im zweidimensionalen FE-Modell auf Basis der Annahme eines ebenen Dehnungszustandes durchgeführt wurde, kann das vorgestellte Materialmodell der zweidimensionalen Spanbildungssimulation direkt in die dreidimensionale Bohrsimulation eingebunden werden. Grund hierfür ist die Tatsache, dass bei Verwendung eines ebenen Dehnungszustandes, durch die Zwängung der Längenänderung in einer Raumrichtung, trotzdem Spannungen in allen drei Raumrichtungen auftreten, weshalb diese im verwendeten Materialmodell zur Beschreibung des elastisch-plastischen Materialverhaltens berücksichtigt wurden. Wäre stattdessen ein ebener Spannungszustand angenommen worden, würden in der dritten Raumrichtung keine Spannungen auftreten und das Materialmodell wäre entsprechend anders aufgebaut worden, was eine direkte Übertragbarkeit verhindert hätte.

Das Materialmodell zur Beschreibung des Verformungs- als auch des Umwandlungsverhaltens nach Mioković [Mio-05], kann folglich sowohl in der zweidimensionalen als auch in der dreidimensionalen Modellierung ohne Modifikation verwendet werden.

9.3.3 Aufprägen des Lastkollektivs

Die Implementierung der thermischen Belastung erfolgt zweistufig. So werden die Temperaturen entlang der Hauptschneide mittels Elemente-Sets segmentweise aufgeprägt. Hierfür wurde der Bereich der späteren Bohrung entsprechend dem Vorschub, dem Durchmesser und dem Spitzenwinkel des Bohrers in Segmente unterteilt. Abbildung 9-3 zeigt die Vernetzung der Bohrung sowie farblich markierte Elemente eines Beispielsegments.

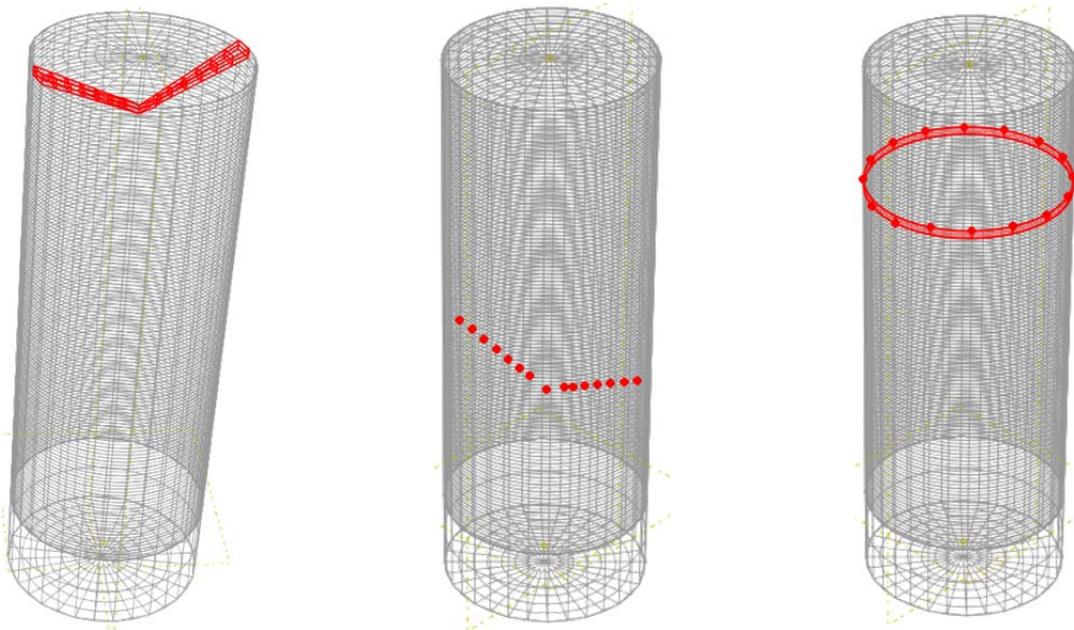


Abbildung 9-3 Vernetzte Bohrung mit Elemente-Set der Bohrerschneide zur Aufprägung der Zerpankräfte (links), Knoten-Set für die Schneidentemperaturen (Mitte) und Knoten-Set für die Sekundärerwärmung durch die Führungsfase und heiße Späne (rechts) [Sch-13_2]

Am in Abbildung 9-3 links rot dargestellten Elemente-Set wird sichtbar, wie durch die Definition dieses Bereichs der Spitzenwinkel des Bohrwerkzeugs berücksichtigt wird. Zur Abbildung der Schnittbewegung werden Segmente dieser Art nacheinander auf der Bahn der Werkzeugrotation aktiviert. Eine Werkzeugumdrehung ist dabei in 16 Segmente unterteilt. Abbildung 9-4 zeigt zur Veranschaulichung die rot markierten Segmente für eine Werkzeugumdrehung (links) sowie die Draufsicht auf die Bohrung (rechts).

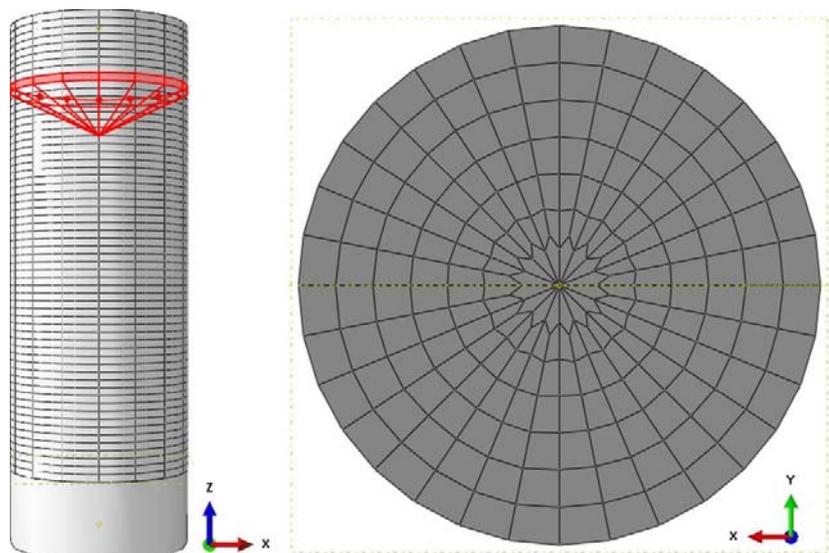


Abbildung 9-4 Segmente an der Bohrerspitze (links) und Draufsicht zur Veranschaulichung der Vernetzung (rechts) [Sch-13_2]

Aus Abbildung 9-4 wird ersichtlich, wie die thermische Last mittels Elementesets an der Bohrerspitze modelliert wird. Zusätzlich zur Rotationsbewegung führt das Bohrwerkzeug die Vorschubbewegung durch. Aus diesem Grund entspricht die Segmenthöhe in Z-Richtung dem jeweiligen Wert des Vorschubs pro Umdrehung. Nachdem eine Umdrehung beendet ist, beginnt die folgende Umdrehung demnach in der darunter liegenden Segmentschicht. Auf diese Art und Weise bewegt sich der thermische Lastterm der Bohrerhauptschneide mit den abzubildenden Prozessparametern von oben nach unten durch das Bauteilmodell. Nachdem die Bohrerspitze den aktiven Bereich verlassen hat, d.h. weiter nach unten gewandert ist, werden die nicht mehr benötigten Elemente mit Hilfe der ABAQUS-eigenen „remove“ Funktion aus dem Modell entfernt. Somit wird zwar kein echter Materialabtrag im Sinne einer Spanbildung simuliert, allerdings werden tatsächlich heiße Werkstückbereiche aus dem Modell heraus genommen und eine weitere Wärmeleitung durch in der Realität nicht mehr vorhandenes Material unterbunden. Ein großer Vorteil dieses Vorgehens ist das Vorhandensein des Werkstückmaterials im Bereich vor dem Bohrwerkzeug. Dadurch kann auch die Wärmeleitung aus diesen Zonen in die Bohrungswand berücksichtigt werden, wodurch eine sehr realitätsnahe Modellierung ermöglicht wird.

Entlang der Bohrerhauptschneide werden auch die Prozesskräfte als Bodyforces aufgeprägt. Hierfür können allerdings nicht die bereits erstellten Knoten-Sets der Schneidentemperaturen verwendet werden, sondern zusätzliche Elemente-Sets, wie eines beispielhaft in Abbildung 9-3 dargestellt ist.

Für die Sekundärerwärmung durch die Führungsfasen des Bohrers sowie heiße Späne, welche in Formel 8-1 mit dem Term $T_{\text{Führungsfase}}$ beschrieben ist, wird ein weiteres Knoten-Set verwendet. Diese weitere Wärmequelle kann der Bohrerhauptschneide in variablem Abstand nachgeführt werden, wie es in Abbildung 9-3 rechts dargestellt ist. Die Breite des dargestellten Rings kann wie der Abstand von der Bohrerspitze an die experimentellen Ergebnisse angepasst werden und gewährleistet hierdurch eine detailgetreue Nachbildung des Bohrprozesses.

9.3.4 Simulationsergebnisse

Das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Modell zur Beschreibung des thermomechanischen Verhaltens des Bohrprozesses wurde verwendet, um prozessbedingte Beeinflussungen der Bohrungswand untersuchen und vorhersagen zu können. Aufgrund der hohen Rechenzeiten wurde die Tiefe der Bohrung allerdings auf 6 mm begrenzt.

Abbildung 9-5 zeigt farblich veranschaulicht die Spur der thermischen Lastaufprägung in der Bohrung für einen Vorschub von $f = 0,1$ mm und eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 300$ m/min. Die Rotationsrichtung des Bohrwerkzeugs ist dabei entgegen dem Uhrzeigersinn gerichtet.

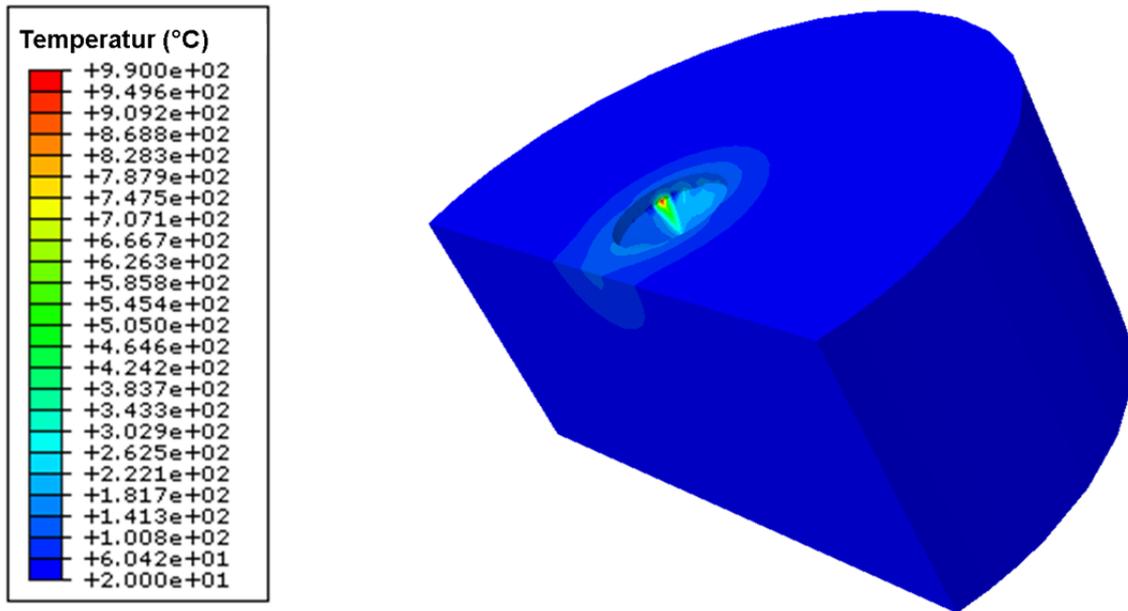


Abbildung 9-5 Simulierte thermische Bauteilbelastung durch die Bohrerhauptschneide ($v_c = 300$ m/min, $f = 0,1$ mm)

Zur besseren Übersicht zeigt Abbildung 9-6 zusätzlich die Ansicht des aktuell bearbeiteten Bohrungsgrunds.

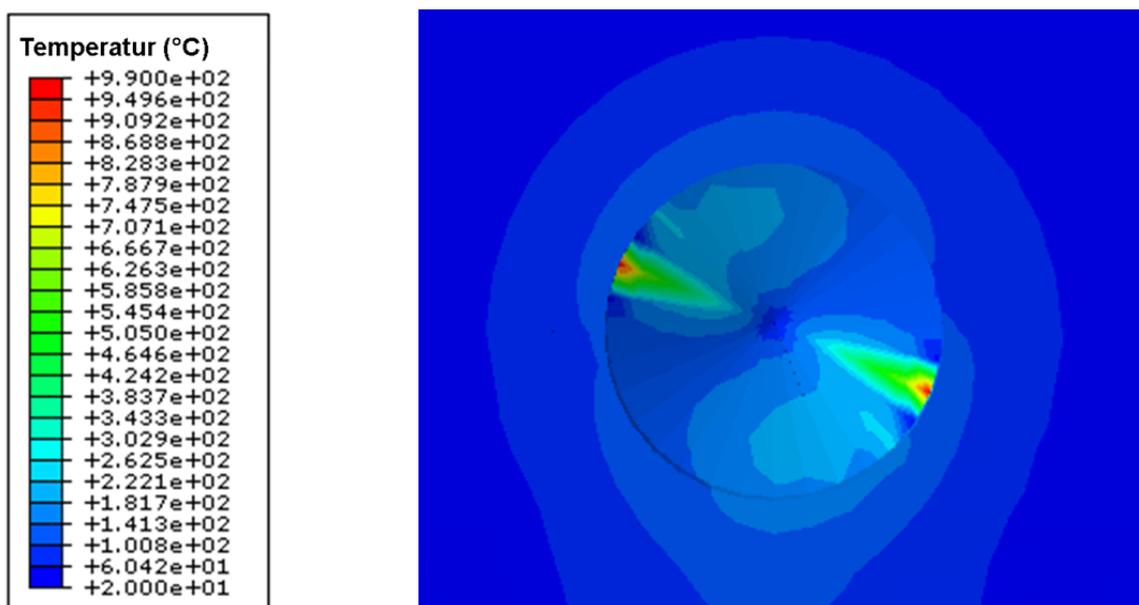


Abbildung 9-6 Draufsicht auf den Bohrungsgrund und die simulierte thermische Bauteilbelastung ($v_c = 300$ m/min, $f = 0,1$ mm)

Aus Abbildung 9-5 und Abbildung 9-6 kann nachvollzogen werden, wie es aufgrund der Bewegung des Bohrwerkzeugs zu einer sichelförmigen thermischen Belastung des Bohrungsgrunds kommt. Entsprechend der vorgegebenen Belastung in Abhängigkeit von den Prozessparametern, ist eine gradierte Temperaturverteilung von innen nach außen zu erkennen. Zur Überprüfung der Genauigkeit des Bohrmodells wird das resultierende Temperaturfeld auf der abgeflachten Seite des Werkstücks mit thermografischen Untersuchungen der experimentellen Bohrversuche verglichen. Abbildung 9-7 links zeigt dabei das berechnete Temperaturfeld, das rechte Bild die Thermografieaufnahme bei entsprechender Bohrtiefe für einen Vorschub $f = 0,1 \text{ mm}$ und eine Schnittgeschwindigkeit $v_c = 300 \text{ m/min}$.

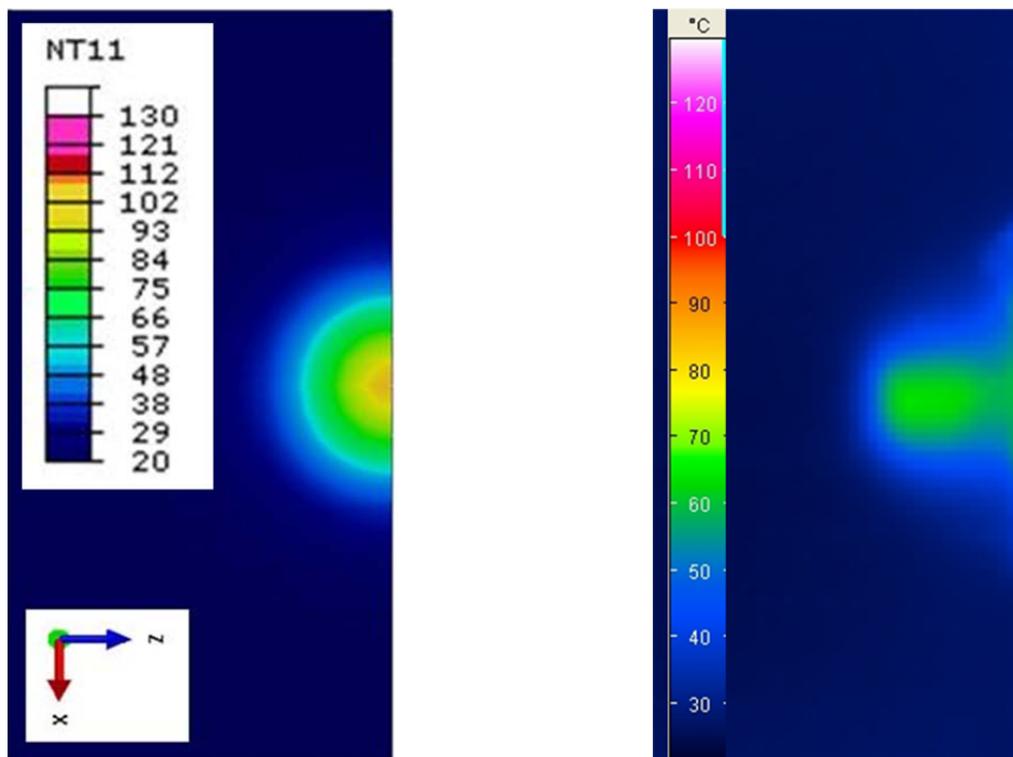


Abbildung 9-7 Berechnetes und mittels Thermografie gemessenes Temperaturfeld auf der flachen Seite der Bohrprobe ($v_c = 300 \text{ m/min}$, $f = 0,1 \text{ mm}$)

Der Vergleich von Experiment und Simulation in Abbildung 9-7 zeigt eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse. So liegen die ermittelten Maximaltemperaturen im gleichen Bereich von ca. 90 °C . Die geometrische Ausbildung des berechneten Temperaturfeldes weist zudem die gleichen Charakteristika auf wie das thermografische Bild der Bohrprobe. Das simulierte Temperaturfeld fällt etwas runder aus, wohingegen die Thermografieaufnahme eine Art Einschnürung des Temperaturfelds zwischen Bohrspitze und Rand sowie eine Aufweitung an der Bauteiloberfläche aufweist. Dies wird durch die

homogene Wärmeleitung und Bauteilbeschaffenheit in der Simulation sowie die modellbedingten Vereinfachungen verursacht. Es kann demnach davon ausgegangen werden, dass das entwickelte dreidimensionale Modell die thermische Belastungshistorie des Bohrprozesses sehr gut abbildet. Wie die experimentellen Ergebnisse gezeigt haben, können infolge der thermischen Belastung durch das Bohrwerkzeug Gefügeumwandlungen in der Randzone der Bohrungswand ablaufen. Abbildung 9-8 zeigt simulierte Gefügeumwandlungen in der Randzone der Bohrungswand für einen Vorschub $f = 0,1 \text{ mm}$ und eine Schnittgeschwindigkeit $v_c = 300 \text{ m/min}$. Dabei sind zum einen Übersichten des Gesamtbauteils mit und ohne Vernetzung (oben) sowie die Bohrung mit ausgeblendetem Restmaterial (unten) abgebildet. Die Farbgebung des Gefüges ist so gewählt, dass rot einem Martensitgehalt von 100 % entspricht, blau repräsentiert 0 % Martensit.

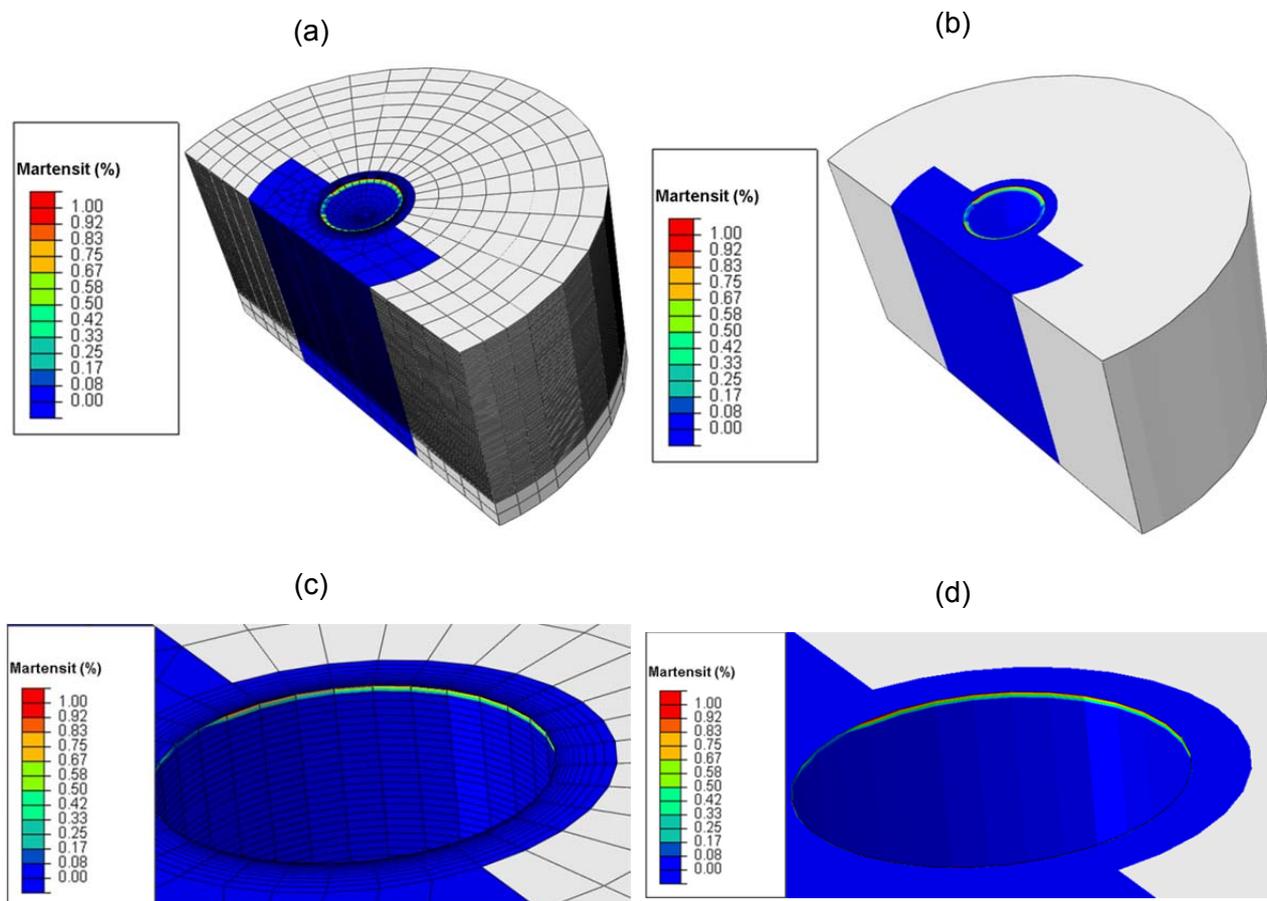


Abbildung 9-8 Simulierte martensitische Randschicht auf der Bohrungswand: Übersichtbild mit Vernetzung (a), Übersicht ohne Netz (b), Bohrung mit ausgeblendetem Restmaterial mit Vernetzung (c), Bohrung mit ausgeblendetem Restmaterial ohne Netz (d) ($v_c = 300 \text{ m/min}$, $f = 0,1 \text{ mm}$)

Wie in Abbildung 9-8 zu sehen ist, bildet sich im Bereich der Bohrungswand, die bereits durch das Bohrwerkzeug belastet wurde, eine dünne martensitische Schicht. Der umgewandelte Bereich der Bauteiloberfläche entspricht der bereits thermisch belasteten Länge der Bohrung. Da aufgrund der extrem langen Rechenzeiten bisher nur erste Abschnitte der gesamten Bohrung berechnet werden konnten, liegt noch keine Information darüber vor, ob sich die Gefügeumwandlungen über die gesamte Bohrungswand fortsetzen. Die experimentellen Ergebnisse und die ersten Simulationsergebnisse lassen allerdings den Schluss zu, dass bei weiterem Fortschreiten der Simulation mit den Prozessparametern $v_c = 300$ m/min und $f = 0,1$ mm die gesamte Bohrungswand mit einer martensitischen Randschicht bedeckt sein würde. Die Tiefenwirkung der Umwandlungen mit Martensitbildung beträgt dabei ca. 15-20 μm , d.h. bis in diese Tiefe der Bohrungsrandzone kommt es im Rahmen der Simulation mit einem Vorschub $f = 0,1$ mm und einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 300$ m/min zu Gefügeumwandlungen und der Bildung von Martensitanteilen, die von der Bohrungsoberfläche nach innen hin von 100 % bis 0 % Martensit abnehmen. Weitere Variantenrechnungen wurden bei gleichem Vorschub $f = 0,1$ mm mit den Schnittgeschwindigkeiten $v_c = 75$ m/min und $v_c = 150$ m/min durchgeführt. Im Gegensatz zu den experimentellen Ergebnissen wurde bei keiner dieser beiden Varianten die Bildung einer weißen Schicht vorhergesagt. Dies kann an der kurzen simulierten Bohrlänge liegen, da so gegebenenfalls die erforderlichen Temperaturen und damit verbundene Gefügeumwandlungen nicht erreicht werden. Die nicht berücksichtigte Beeinflussung der Umwandlungstemperaturen durch die mechanische Last des Bohrprozesses kann zudem einen Einfluss auf dieses Ergebnis haben, insbesondere wenn bei niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten nur geringe Temperaturdifferenzen entscheidend für das Erreichen der Umwandlungstemperaturen sind. Weitere Variantenrechnungen auch bezüglich des Vorschubs und insbesondere hinsichtlich des Einflusses der Schneideckenpräparation konnten aus Gründen der extrem hohen Rechenzeiten nicht durchgeführt werden.

9.4 Diskussion und Zusammenfassung

Auf Basis des Analogieprozesses Drehen, der zweidimensionalen Spanbildungssimulation sowie der Bohrversuche wurde ein Modell entwickelt, welches das thermo-mechanische Lastkollektiv des Bohrprozesses dreidimensional abbildet. Dabei konnte gezeigt werden, dass die für die Phasenumwandlungen im Werkstück besonders relevanten Temperaturen mit dem Modellansatz gut abgebildet werden können. Dies gilt sowohl für die

Temperaturen an der Werkzeughauptscheide als auch für die auf der flachen Seite der Bohrprobe analysierten Temperaturen.

Das Modell wurde genutzt, um durch die Bohrbearbeitung entstehende Gefügeumwandlungen in der Randschicht von Bohrungswänden mittels Simulationen vorherzusagen. Die Ergebnisse dieser Berechnungen ergeben eine martensitische Randschicht mit einer Dicke von 15-20 μm und zeigen damit eine sehr gute Übereinstimmung mit den metallographischen Untersuchungen der experimentell erzeugten Bohrungswände. Die Simulationsergebnisse bestätigen damit die Fähigkeit des entwickelten dreidimensionalen Modells zur Abbildung von zerspanungsbedingten Phasenumwandlungen in Bohrungsrandzonen. Auf Basis der Simulationsergebnisse und der Experimente kann abgeleitet werden, dass beim trockenen Bohren von vergütetem 42CrMo4 Schnittgeschwindigkeiten unter 75 m/min eingesetzt werden sollten, wenn die Bildung von weißen Schichten in den Randzonen der Bohrungswände vermieden werden soll. Lokal auftretende Schichtbildungen können im Einzelfall auftreten, wenn der Verschleiß der Bohrwerkzeuge zunimmt. Eine belastbare verallgemeinerte Aussage bezüglich der gezielten Einstellung der Bohrungsrandzone und damit des Bauteilverhaltens kann an dieser Stelle nicht getroffen werden, da hierfür zu wenige Variantenrechnungen durchgeführt werden konnten.

Abbildung 9-9 veranschaulicht abschließend die ermittelten Zusammenhänge zwischen Prozess- und Werkzeuggeometrieparametern sowie der Dicke der resultierenden white layer. Die im Diagramm eingezeichneten Parameter Schneideckenradius r_ϵ , Vorschub f , Verschleißmarkenbreite VB , Spanwinkel γ und Freiwinkel α haben dabei einen schichtdickensteigernden Effekt, je nachdem ob sie zu- (Pfeil nach oben) oder abnehmen (Pfeil nach unten).

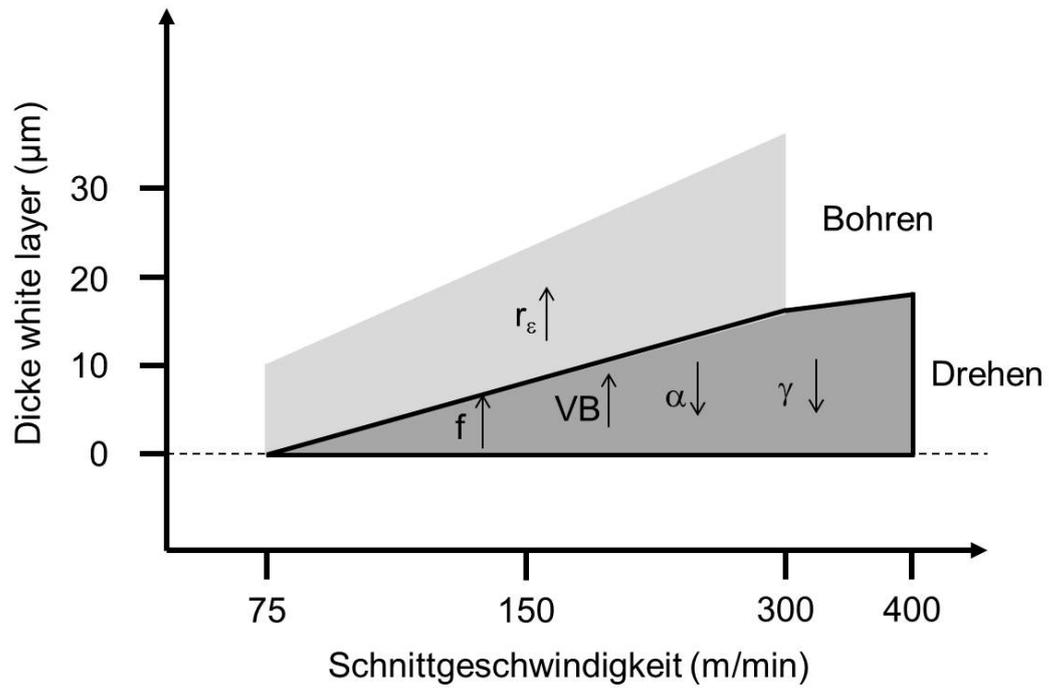


Abbildung 9-9 Zusammenhang zwischen white layer – Dicke und Prozess- bzw. Werkzeuggeometrieparametern

10 Zusammenfassung und Ausblick

10.1 Zusammenfassung

Die bei Zerspanungsvorgängen resultierenden thermischen und mechanischen Belastungen können zu Beeinflussungen bearbeiteter Bauteilrandzonen wie Eigenspannungen und Gefügeumwandlungen führen. Ein in diesem Zusammenhang auftretendes Phänomen stellen die sogenannten weißen Schichten dar, welche infolge des Spanbildungsprozesses an der Oberfläche spanend bearbeiteter Werkstücke auftreten können. Diese aufgrund ihres Erscheinungsbildes in metallographischen Untersuchungen so genannten Schichten weisen eine große Härte auf und sind zumeist stark rissbehaftet. Die genauen Ursachen für die Entstehung dieser „white layer“ sind allerdings nicht eindeutig geklärt. Aus diesem Grund wurden mit Hilfe von experimentellen Untersuchungen sowie der Finite Elemente Methode zwei Modelle entwickelt, welche in der Lage sind, zerspanungsbedingte Gefügeumwandlungen in der Bauteilrandschicht sowohl für den Dreh- als auch für den Bohrprozess abzubilden.

Zunächst wurde hierfür ein zweidimensionales Spanbildungsmodell für den Versuchswerkstoff 42CrMo4 im vergüteten Zustand aufgebaut. Durch die Implementierung eines geeigneten Materialmodells, eines geschwindigkeits- und temperaturabhängigen Reibungsmodells sowie der detaillierten Berücksichtigung der Wärmeübergänge zwischen Werkzeug, Werkstück und Umgebung konnte das Spanbildungsmodell sehr exakt auf die Randbedingungen des realen Prozesses abgestimmt werden. Durch den Vergleich der Simulationsergebnisse mit experimentellen Ergebnissen aus Drehversuchen im orthogonalen Schnitt konnte die gute Übereinstimmung des Modells mit dem realen Zerspanungsprozess nachgewiesen werden.

Um die Entstehung zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen in der Bauteilrandschicht abbilden zu können, wurde eine Beschreibung der Umwandlungskinetik des Werkstoffes 42CrMo4 in die Materialroutine für das zweidimensionale FE-Spanbildungsmodell implementiert. Die Ergebnisse der Simulationen mit diesem Modell zeigen, dass die gebildeten weißen Schichten auf die thermische Belastung sowie die damit einhergehenden Aufheiz- und Abkühlraten während dem Zerspanungsvorgang zurückzuführen sind. Der Vergleich mit den Ergebnissen aus den Drehversuchen im orthogonalen Schnitt zeigt, dass die berechneten Schichtdicken und Gefügehärten sehr gut mit experimentell ermittelten Beträgen übereinstimmen. Auf Basis der Simulationsergebnisse wird deshalb davon ausgegangen, dass es sich bei den

zerspanungsbedingten weißen Schichten um martensitische Schichten handelt, welche aufgrund der Kurzzeit-Austenitierungs Vorgänge sowie der Selbstabschreckung des Materials entstehen. Eine Beeinflussung der Umwandlungstemperaturen durch den bei der Interaktion von Werkstück und Werkzeug vorherrschenden hydrostatischen Druck kann nicht ausgeschlossen werden. Auf eine explizite Berücksichtigung dieses Einflusses auf die Austenitierungstemperaturen wird allerdings verzichtet, da davon ausgegangen werden kann, dass dieser Einfluss im Vergleich zur Abhängigkeit der Umwandlungstemperaturen von den Aufheizraten vernachlässigbar ist. Es konnte gezeigt werden, dass die resultierenden Schichtdicken direkt von den Prozessparametern Schnittgeschwindigkeit und Vorschub, sowie dem Spanwinkel des Zerspanungswerkzeugs abhängig sind. Die Dicke der harten weißen Schicht wächst mit steigenden Beträgen dieser drei Parameter. Die Tiefenwirkung der erhöhten Härte des resultierenden Gefüges ist dabei direkt von der erzeugten Schichtdicke abhängig. Soll die Bildung von weißen Schichten verhindert werden, so sind die untersuchten Parameter zu reduzieren und ein negativer Spanwinkel zu wählen. Bei der Reduzierung des Vorschubs muss allerdings beachtet werden, dass die Spanungsdicke im Verhältnis zur Schneidkantenverrundung des Werkzeugs nicht zu klein wird. Ansonsten steigt die thermische Belastung erneut an und der eigentliche Trennvorgang wird von Reib- und Quetschvorgängen dominiert, was zu erhöhtem Werkzeugverschleiß und abnehmender Fertigungsqualität führt.

Aufbauend auf den experimentellen Untersuchungen mittels Dreh- und Bohrversuchen wurde ein dreidimensionales Modell entwickelt, welches das thermo-mechanische Lastkollektiv des Bohrprozesses in Abhängigkeit der Prozessparameter Schnittgeschwindigkeit und Vorschub sowie dem Bohrradius abbildet. Die Validierung der resultierenden Temperaturen an der Hauptschneide des Bohrwerkzeugs und im bearbeiteten Bauteil zeigt eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Bohrversuchen. Diese Temperaturen sind für die im Fokus des Interesses stehenden zerspanungsbedingten Gefügeumwandlungen in der Bohrungsrandzone von entscheidender Bedeutung. Im Folgenden wurde das dreidimensionale Bohrmodell mit dem bereits im zweidimensionalen Modell verwendeten Materialmodell für den Werkstoff 42CrMo4 gekoppelt. Die mit diesem Gesamtmodell durchgeführten Simulationen zeigen, dass dieses Modell geeignet ist, die bei der Bohrungsbearbeitung auftretenden Gefügeumwandlungen in der Randzone der Bohrungswand abzubilden. So stimmen die berechnete Schichtdicke und Gefügehärte sehr gut mit den Ergebnissen der durchgeführten Bohrversuche überein.

10.2 Ausblick

Zukünftige Arbeiten können sich vertieft mit der Überlagerung von thermischen und mechanischen Einflüssen auf die Umwandelungskinetik zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen beschäftigen. Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit getroffenen Annahmen können mittels experimenteller Untersuchungen nachgewiesen und mittels geeigneter Modelle in der Beschreibung des Materialverhaltens berücksichtigt werden. Darüber hinaus kann das implementierte Materialmodell im Rahmen der Spanbildungssimulationen hinsichtlich seiner Komplexität vereinfacht werden und damit die Rechengeschwindigkeit der Simulationen optimiert werden. So stellt sich die Frage nach der Notwendigkeit der implementierten Umwandlungsplastizität und Umwandlungswärme, da es durch den Zerspanungsprozess zu solch hohen plastischen Verformungen und Temperaturen kommt, dass die genannten Größen evtl. nur eine geringe Relevanz auf die Gesamtbilanz aufweisen. Werden beispielsweise keine absoluten Ergebnisse der Gefügebestandteile benötigt, kann auf den hohen Detaillierungsgrad zu Gunsten der Rechenzeit verzichtet werden.

Besonders das entwickelte dreidimensionale Modell bietet Ansatzpunkte zur Weiterentwicklung und Verbesserung. Wie gezeigt wurde, führt der hohe Detaillierungsgrad in Verbindung mit der Bauteilgröße zu hohen Aufwänden bei Modellerstellung und Berechnung. Alternative Modelle welche die Prozesskinematik über Programme wie Matlab abbilden, könnten den Aufwand reduzieren. Für die Berücksichtigung der bohrungsbedingten Gefügeumwandlungen in der Bauteilrandschicht müsste eine geeignete Kopplung mit dem in ABAQUS entwickelten Modell vorgesehen werden. So könnte die Beschreibung der Phasenumwandlungen vereinfacht werden, um zu einer formalen Beschreibung der Martensitbildung in Abhängigkeit von Prozessparametern zu gelangen, ähnlich den mittels Regressionen erstellten Modellen für Temperaturen und Kräfte an der Bohrerschneide. Speziell das Pre-Processing könnte auf diesem Weg beschleunigt werden, wodurch das gesamte Modell wesentlich handlicher würde. Mit Hilfe eines schnellen Modells könnten eine Vielzahl an simulativen Variantenrechnungen bezüglich Prozess- und Werkzeugparametern durchgeführt werden. Besonders wichtig erscheint in diesem Zusammenhang die Erweiterung bezüglich weiterer Schneidenfeingeometrien, da diese beim Bohren einen signifikanten Einfluss auf die Prozessbedingungen und das Bohrungsergebnis haben. Besonders der Bereich der Schneidecke ist hierbei von Bedeutung und könnte in weiteren Arbeiten gezielt untersucht werden.

Ein weiterer interessanter Aspekt ist die Kombination des Modells zur Vorhersage zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen mit dem in vorherigen Arbeiten entwickelten Modell zur Abschätzung des Wärmeeintrags in das Bauteil für unterschiedliche Fertigungsverfahren. Ziel sollte der Aufbau eines großen Gesamtmodells sein, bei welchem auf Gesamtbauteilebene der durch die Zerspanung verursachte Bauteilverzug sowie die Eigenspannungen berechnet werden können. An ausgewählten, besonders kritischen Stellen kann dann lokal auf Mikroebene untersucht werden, ob es durch die Bearbeitung zu Gefügeumwandlungen in der Bauteilrandschicht kommt. Vereinfacht würde es bei einem solchen Integralmodell ausreichen die Dicke einer etwaigen Martensitschicht vorhersagen zu können. Eine zusätzliche Übertragung des Modells zur Vorhersage zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen auf weitere Zerspanverfahren ist darüber hinaus denkbar und im Rahmen des Schwerpunktprogrammes SPP 1480 „Modellierung, Simulation und Kompensation von thermischen Bearbeitungseinflüssen für komplexe Zerspanprozesse“ vorgesehen.

Literaturverzeichnis

Studentische Arbeiten, die im Rahmen dieser Arbeit entstanden und vom Autor angeleitet worden sind, stehen am Anfang dieses Verzeichnisses und sind mit einem vorangestellten „A“ gekennzeichnet.

- [A_Chi-13] Chirilus-Bruckner, P.: Experimentelle Ermittlung, Untersuchung und Bewertung von Wärmequellen im Bohrprozess. Studienarbeit, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, 2013
- [A_Bac-13] Bachmeier, C.: FE-Simulation von fertigungsbedingten Gefügeumwandlungen bei der Zerspanung. Bachelorarbeit, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, 2013
- [A_Lan-13] Lang, F.: Erstellung eines Ersatzmodells zur Abbildung der thermischen und mechanischen Werkstückbelastung beim Bohren und Umsetzung mit dem FEM-Programm ABAQUS. Diplomarbeit, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, 2013
- [A_Sch-13] Schnurr, T.: Simulation von Gefügeumwandlungsprozessen beim Zerspanen – Modifizierung und Verifizierung eines Materialmodells. Studienarbeit, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, 2013
- [Aga-90] Agapiou, J.S.; DeVries, M.F.: On the determination of thermal phenomena during drilling—Part I. Analytical models of twist drill temperature distributions. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 30, Issue 2, S. 203-215, 1990
- [Aga-90_2] Agapiou, J.S.; DeVries, M.F.: On the determination of thermal phenomena during drilling—Part II. Comparison of experimental and analytical twist drill temperature distributions. *Int. Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 30/ 2, S. 217-226, 1990
- [Ahr-03] Ahrens, U.: Beanspruchungsabhängiges Umwandlungsverhalten und Umwandlungsplastizität niedrig legierter Stähle mit unterschiedlich hohen Kohlenstoffgehalten. Dissertation, Universität Paderborn, 2003

- [Akc-02] Akcan, S.; Shah, S.; Moylan, S.P.; Chhabra, P.N.; Chandraseka, S.; Yang, H.T.Y.: Formation of White Layers in Steels by Machining and Their Characteristics. Metallurgical and Materials Transactions A, Volume 33A, S. 1245-1254, 2002
- [Ara-08] Aramcharoen, A.; Mativenga, P.T.: White layer formation and hardening effects in hard turning of H13 tool steel with CrTiAlN and CrTiAlN/MoST-coated carbide tools. Int. Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 36, Issue 7-8, S. 650-657, 2008
- [Arr-09] Arrazola, P.J.; Arriola, I.; Davies, M.A.: Analysis of the influence of tool type, coatings, and machinability on the thermal fields in orthogonal machining of AISI 4140 steels. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 58, Issue 1, S. 85-88, 2009
- [Ast-04] Astakhov, V.P.: The assessment of cutting tool wear, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 44, Issue 6, S. 637-647, 2004
- [Att-12] Attanasio, A.; Umbrello, D.; Cappellini, C.; Rotella, G.; M'Saoubi, R.: Tool wear effects on white and dark layer formation in hard turning of AISI 52100 steel. Wear, Volumes 286–287, S. 98-107, 2012
- [Aus-39] Austin, J.B.; Ricket, R.L.: An improved calculation of the transformation of steels. Trans. AIME, 135, S. 1-20, 1939
- [Aut-07] Autenrieth, H.; Weber, M.; Kotschenreuther, J.; Schulze, V.; Löhe, D.; Gumbsch, P.; Fleischer, J.: Influence of friction and process parameters on the specific cutting force and surface characteristics in micro cutting. Proceedings of the 10th CIRP Int. Workshop on Modelling of Machining Operations, Calabria, Italien, S. 539-546, 2007
- [Aut-09_2] Autenrieth, H.; Weber, M.; Deuchert, M.; Schulze, V.: Investigation of scaling behaviour of subsurface work hardening and residual stress states after micro-cutting by finite element simulation. Proceedings of the 12th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, San Sebastián, Spanien, S. 639-646, 2009
- [Aut-10] Autenrieth, H.: Numerische Analyse der Mikrozerspannung am Beispiel von normalisiertem C45E. Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2010

- [Avr-39] Avrami, M.: Kinetics of phase change. Journal of Chemical Physics, Vol. 7, Issue 12, S. 1103-1112, 1939
- [Bäk-04] Bäker, M.: Finite Element Simulation of Chip Formation. Shaker Verlag, Habilitationsschrift, 2004
- [Bağ-06] Bağci, E.; Ozcelik, B.: Investigation of the effect of drilling conditions on the twist drill temperature during step-by-step and continuous dry drilling. Materials and Design 27, S. 446–454, 2006
- [Bar-05] Bargel. H.-J.; Schulze, G.: Werkstoffkunde. Springer Berlin/Heidelberg, 9. Auflage, ISBN 978-3-540-26107-0, 2005
- [Bar-02] Barry, J.; Byrne, G.: TEM study on the surface white layer in two turned hardened steels. Materials Science and Engineering: A, Volume 325, Issues 1–2, S. 356-364, 2002
- [Bel-99] Bell, D.D.; Chou, J.; Nowag, L.; Liang, S.Y.: Modeling of the Environmental Effect of Cutting Fluid. Tribology Transactions, Volume 42, Issue 1, S. 168-173, 1999
- [Bie-10] Biermann, D.; Grünert, S.; Steiner, M.: A macroscopic approach towards the finite element simulation of tapping and thread milling of continuously reinforced extrusions. Production Engineering, Volume 4, Issue 6, S. 607-613, 2010
- [Bie-12] Biermann, D.; Iovkov, I.: Wendeltiefbohren mit Minimalmengenschmierung. wt Werkstattstechnik online, Ausgabe 5, Springer VDI Verlag, S. 324-328, 2012
- [Bie-12_2] Biermann, D.; Iovkov, I.; Blum, H.; Rademacher, A.; Taebi, K.; Suttmeier, F.-T.; Klein, N.: Wendeltiefbohren mit Minimalmengenschmierung. VDI-Z Integrierte Produktion, 154/4, S. 62-65, 2012
- [Bie-01] Biesinger, F.; Söhner, J.; Schulze, V.; Vöhringer, O.; Weule, H.: Aspects of Materials Science and Production Engineering at High-Speed-Cutting Processes and their Finite-Element Simulation. 3rd Int. German & French Conf. on HS Mach., Metz, 2001
- [Bie-05] Biesinger, F.: Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Randschichtausbildung und Spanbildung beim Hochgeschwindigkeitsfräsen von Ck45. Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2005

- [Bol-84] Boltzmann, L.: Ableitung des Stefan'schen Gesetzes, betreffend die Abhängigkeit der Wärmestrahlung von der Temperatur aus der electromagnetischen Lichttheorie. Annalen der Physik und Chemie, Band 22, S. 291-294, 1884
- [Bon-02] Bono, M.; Ni, J.: A Model for Predicting the Heat Flow into the Workpiece in Dry Drilling. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, Vol. 124, S 773-777, 2002
- [Bri-82] Brinksmeier, E.; Cammett, J.T.; König, W.; Leskovar, P.; Peters, J.; Tönshoff, H.K.: Residual Stresses — Measurement and Causes in Machining Processes. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 31, Issue 2, S. 491-510, 1982
- [Bri-84] Brinksmeier, E.; Schneider, E.; Theiner, W.A.; Tönshoff, H.K.: Nondestructive Testing for Evaluating Surface Integrity. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 33, Issue 2, S. 489-509, 1984
- [Bri-85] Brinksmeier, E.; Tönshoff, H.K.: X-Ray Stress Measurement — a Tool for the Study and Layout of Machining Processes. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 34, Issue 1, S. 485-490, 1985
- [Bri-89] Brinksmeier, E.: State-of-the-art of non-destructive measurement of sub-surface material properties and damages. Precision Engineering, Volume 11, Issue 4, S. 211-224, 1989
- [Bri-96] Brinksmeier, E.; Brockhoff, T.: Utilization of Grinding Heat as a New Heat Treatment Process. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 45, Issue 1, S. 283-286, 1996
- [Bri-00] Brinksmeier, E.; Walter, A.: Generation of Reaction Layers on Machined Surfaces. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 49, Issue 1, S. 435-438, 2000
- [Bri-03] Brinksmeier, E., Walter, A., Sölter, J., Nowag, L.: Einfluss der Drehbearbeitung auf den Verzug von 100Cr6-Ringen. HTM, 58/5, S. 266-270, 2003
- [Bri-03_2] Brinksmeier, E.; Nowag, L.; Sölter, J.: Analyse des mechanischen und thermischen Belastungskollektivs als Verzugspotenzial bei der spanenden Bearbeitung. Arbeitsbericht Projekt A4, SFB 570, 2003

- [Bri-04] Brinksmeier, E.; Lucca, D.A.; Walter, A.: Chemical Aspects of Machining Processes. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 53, Issue 2, S. 685-699, 2004
- [Bri-07] Brinksmeier, E.; Sölter, J.; Grote, C.: Distortion Engineering – Identification of Causes for Dimensional and Form Deviations of Bearing Rings. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 56, Issue 1, S. 109-112, 2007
- [Bri-09] Brinksmeier, E.; Sölter, J.: Prediction of shape deviations in machining. CIRP Annals – Manufacturing Technology, Volume 58, Issue 1, S.507-510, 2009
- [Bri-11] Brinksmeier, E.; Fangmann, S.; Rentsch, R.: Drilling of composites and resulting surface integrity. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 60, Issue 1, S. 57-60, 2011
- [Bri-11_2] Brinksmeier, E.; Gläbe, R.; Klocke, F.; Lucca, D.A.: Process Signatures – an Alternative Approach to Predicting Functional Workpiece Properties. Procedia Engineering, Volume 19, S. 44-52, 2011
- [Buß-91] Bußmann, W.: Formfehleranalyse beim Planfräsen gehärteter Bauteile. Dissertation, Universität Hannover, VDI-Verlag Düsseldorf, 1991
- [Cha-96] Chandrasekharan, V.: 'A Model to Predict the Three-Dimensional Cutting Force System for Drilling with Arbitrary Point Geometry. Dissertation, University of Illinois at Urbana-Champaign, 1996
- [Car-11] Caruso, S.; Di Renzo, S.; Umbrello, D.; Jayal, A.D.; Dillon, O.W.; Jawahir, I.S.: Finite Element Modeling of Microstructural Changes in Hard Turning. Advanced Materials Research, Vol. 223, S. 960-968, 2011
- [Che-01] Che-Haron, C.H.: Tool life and surface integrity in turning titanium alloy. Journal of Materials Processing Technology, Volume 118, Issues 1–3, S. 231-237, 2001
- [Che-05] Che-Haron, C.H.; Jawaid, A.: The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti–6% Al–4% V. Journal of Materials Processing Technology, Volume 166, Issue 2, S. 188-192, 2005

- [Che-01_2] Chen, Z.: Cutting Fluid Aerosol Generation and Dissipation in Machining Process: Analysis for Environmental Consciousness. Ph.D. thesis, Georgia Institute of Technology, 2001
- [Che-99] Chen, Y.: Modeling for New Drilling Process Development. Dissertation, University of Michigan, Ann Arbor, MI, 1999
- [Chi-06] Childs, T.H.C.: Friction modeling in metal cutting. *Wear*, Vol. 260, Issue 3, S. 310-318, 2006
- [Chi-09] Childs, T.H.C.: Modelling orthogonal machining of carbon steels. Part I: Strain hardening and yield delay effects. *Int. Journal of Mech. Sc.*, Vol. 51, Issue 5, ISSN 0020-7403, S. 402-411, 2009
- [Cho-99] Chou, Y.K.; Evans, C.J.: White layers and thermal modeling of hard turned surfaces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 39, Issue 12, S. 1863-1881, 1999
- [Cho-02] Chou, Y.K.: Surface hardening of AISI 4340 steel by machining: a preliminary investigation. *Journal of Materials Processing Technology*, 124, S. 171-177, 2002
- [Cho-03] Chou, Y.K.; Song, H.: Thermal Modeling for Finish Hard Turning Using a new Tool. *Proceedings of IMECE'03*, ASME, Washington, 2003
- [D'U-11] D'Urso, G.; Attanasio, A.: Analytical and Numerical Modeling of Strain Hardening in AISI 304 Steel Cutting. *Advanced Materials Research*, Vol. 223, S. 381-390, 2011
- [Dah-04] Dahlman, P.; Gunnberg, F.; Jacobson, M.: The influence of rake angle, cutting feed and cutting depth on residual stresses in hard turning. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 147, Issue 2, S. 181-184, 2004
- [Dan-12] Dandekar, C.R.; Shin, Y.C.: Modeling of machining of composite materials: A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 57, S. 102-121, 2012
- [Dav-07] Davies, M.A.; Ueda, T.; M'Saoubi, R.; Mullany, B.; Cooke, A.L.: On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 56, Issue 2, S. 581-604, 2007
- [Dav-10] Davim, P. (Hrsg.): *Surface Integrity in Machining*. Springer-Verlag London, ISBN 978-1-184882-873-5, 2010

- [Den-95] Denis, S.; Gautier, E.; Simon, A.; Beck, G.: Stress-Phase Transformation Interactions-Basic Principles, Modelling, and Calculation of Internal Stresses. *Materials Science & Technology*, Volume 1, S. 805-814, 1985
- [Den-05] Denkena, B.; Becker, J.C.; Jivishov, V.: Scaling Effects of Chip Formation, Forces and Surface Layers in Hard Turning. *Proceedings of 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*, S. 87-92, 2005
- [DIN 6580] DIN 6580: Begriffe der Zerspantechnik; Bewegungen und Geometrie des Zerspanvorganges. Norm
- [DIN 6584] DIN 6584: Begriffe der Zerspantechnik; Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen. Norm
- [DIN 8580] Din 8580: Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung. Norm
- [Dir-01] Dirikolu, M.H.; Childs, T.H.C.; Maekawa, K.: Finite element simulation of chip flow in metal machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, Volume 43, S. 2699–2713, 2001
- [Dör-03] Dörr, J.: Modellgestützte Standwegprognose beim Einsatz verschleißmindernder Beschichtungen in der Trockenbearbeitung. *Dissertation, Technische Universität Darmstadt*, 2003
- [Dus-11] Duscha, M.; Eser, A.; Klocke, F.; Broeckmann, C.; Wegner, H.; Bezold, A.: Modeling and Simulation of Phase Transformation during Grinding. *Advanced Materials Research*, Vol. 223 S. 743-753, 2011
- [Dyc-07] Dyck, M.: Beitrag zur Analyse thermisch bedingter Werkstückdeformationen in Trockenbearbeitungsprozessen. *Dissertation, wbk Institut für Produktionstechnik, Universität Karlsruhe (TH)*, 2007
- [Ezu-97] Ezugwu, E.O.; Wang, Z.M.: Titanium alloys and their machinability - A review. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 68, Issue 3, S. 262-274, 1997
- [Ezu-03] Ezugwu, E.O.; Bonney, J.; Yamane, Y.: An overview of the machinability of aeroengine alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 134, S. 233–253, 2003

- [Fie-64] Field, M.; Kahles, J.F.: The Surface Integrity of Machined and Ground High Strength Steels. DMIC Report, Vol. 210, S. 54-77, 1964
- [Fie-71] Field, M.; Kahles, J.F.: Review of Surface Integrity of Machined Components. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 20, Issue 2, S. 153–163, 1971
- [Fie-72] Field, M.; Kahles, J.F.; Cammett J.T.A.: Review of Measuring Methods for Surface Integrity. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 21, Issue 2, S. 219–238, 1972
- [Fil-07] Filice, L.; Micari, F.; Rizzuti, S.; Umbrello, D.: A critical analysis of the friction modeling in orthogonal machining. Int. Journal of Machine Tools & Manuf., Vol. 47, Issues 3-4, S. 709-714, 2007
- [Fle-07] Fleischer, J.; Pabst, R.; Kelemen, S.: Heat Flow Simulation for Dry Machining of Power Train Castings. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 56, Issue 1, S. 117-122, 2007
- [Foe-12] Foeckerer, T.; Kolkwitz, B.; Heinzl, C.; Zaeh, M. F.: Experimental and Numerical Analysis of Transient Behavior during Grind-Hardening of AISI 52100. Prod. Eng. Res. Devel., Annals of the WGP, S. 559-568, 2012
- [Gho-10] Ghosh, S.; Kain, V.: Microstructural changes in AISI 304L stainless steel due to surface machining: Effect on its susceptibility to chloride stress corrosion cracking. Journal of Nuclear Materials, Volume 403, Issues 1–3, S. 62-67, 2010
- [Goo-71] Goodschild, D.; Roberts, W.T.; Wilson, D.V.: Mechanical behavior of textured austenitic stainless steel. Journal of the Iron and Steel Institute, S. 283-290, 1971
- [Gre-65] Greenwood, G.W.; Johnson, R.H.: The Deformation Under Small Stresses During Phase Transformations. Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Mathematical and Physical Sciences, Vol. 283, No. 1394, S. 403-422, 1965
- [Gri-83] Gridnev, V.N.; Garriljuk, V.G.; Wiest, P.: Entwicklungstendenzen bei der Hochgeschwindigkeitswärmebehandlung von Stahl. Neue Hütte, 28, S. 361-368, 1983

- [Gri-87] Griffiths, B.J.: Mechanisms of white layer generation with reference to machining and deformation processes, Transactions of the ASME: Journal of Tribology, Vol. 109, No. 3, S. 525–530, 1987
- [Gri-01] Griffiths, B.: Manufacturing Surface Technology: Surface Integrity & Functional Performance. Kogan Page Science, Oxford, ISBN 9781857180299, 2001
- [Gro-84] Grosch, J.; Kocjančič, B.; Reichelt, G.: Geschwindigkeitsbestimmende Vorgänge bei der Kurzzeitaustenitisierung, HTM, 39, S. 199-205, 1984
- [Gro-05] Gross, A.: Experimentelle und theoretische Untersuchungen des Unterwasserschweißens unter Berücksichtigung von Gefügeumwandlungen. Dissertation, VDI-Verlag, 2005
- [Gro-08] Großmann, K.; Jungnickel, G.: Thermische Modellierung von Prozesseinflüssen an spanenden Werkzeugmaschinen. IWM TU-Dresden, 978-3-86780-089-1, 2008
- [Guo-05] Guo, Y.B.; Ammala, S.C.: Real-time acoustic emission monitoring for surface damage in hard machining. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 45, Issue 14, S. 1622-1627, 2005
- [Guo-10] Guo, Y.B.; Warren, A.W.; Hashimoto, F.: The basic relationships between residual stress, white layer, and fatigue life of hard turned and ground surfaces in rolling contact. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, Volume 2, Issue 2, S. 129-134, 2010
- [Hal-05] Halle, T.: Zusammenhänge zwischen Spanvorgängen und dem mechanischen Werkstoffverhalten bei hohen Dehnungsgeschwindigkeiten. Schriftenreihe Werkstoffverhalten, Bd. 1, 2005
- [Han-06] Han, S.: Mechanisms and modeling of white layer formation in orthogonal machining of steels. Dissertation, Georgia Institute of Technology, 2006
- [Han-08] Han, S.; Melkote, S.N.; Haluska, M.S.; Watkins, T.R.: White layer formation due to phase transformation in orthogonal machining of AISI 1045 annealed steel. Materials Science and Engineering, A 488, S. 195-204, 2008

- [Har-82] Hartung, P.D.; Kramer, B.M.; von Turkovich, B.F.: Tool Wear in Titanium Machining. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 31, Issue 1, S. 75-80, 1982
- [Has-06] Hashimoto, F.; Guo, Y.B.; Warren, A.W.: Surface Integrity Difference between Hard Turned and Ground Surfaces and Its Impact on Fatigue Life. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 55, Issue 1, S. 81-84, 2006
- [Hen-48] Henriksen, E.K.: Residual Stresses in Machined Surfaces. Transactions of the ASME, 73, S. 69-74
- [Hoc-05] Hochrainer, T.; Delonnoy, L.; Kotschenreuther, J.; Schulze, V.; Löhe, D.; Gumbsch, P.; Fleischer, J.: An integrated approach to the modeling of size-effects in machining with geometrically defined cutting edges. Proc. of the 8th CIRP Int. Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, S. 123-130, 2005
- [Ino-82] Inoe, T.; Wang, Z.: in „Numerical methods in industrial forming processes“, Herausgeber: Pittmann, J. et al., Swansea, Pineridge Press Ltd., 1982
- [Jae-42] Jaeger, J.C.: Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts. Journal and Proceedings of the Royal Society of New South Wales, 76 (3), S. 203-224, 1942
- [Jaw-11] Jawahir, I.S.; Brinksmeier, E.; M'Saoubi, R.; Aspinwall, D.K.; Outeiro, J.C.; Meyer, D.; Umbrello, D.; Jayal, A.D.: Surface integrity in material removal processes: Recent advances. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 60, Issue 2, S. 603-626, 2011
- [Joh-39] Johnson, W.A.; Mehl, R.F.: Reaction kinetics in process of nucleation and growth. Trans. AIME, 135, S. 416-458, 1939
- [Kac-66] Kaczmarek, T.: Untersuchung des Einflusses der Schneidenabrundung auf die Verfestigung der Oberflächenschicht. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 13, Issue 1, S. 139-145, 1966
- [Kie-52] Kienzle, O.: Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugmaschinen. VDI-Z, 94, S. 299-305, 1952

- [Kim-01] Kim, W.; Kwon, P.: Phase Transformation in Machining Steels. Tribology Research: From Model Experiment to Industrial Problem, Elsevier Science B.V., S. 439-446, 2001
- [Koe-04] Koehler, W.: Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess. Dissertation, Universität Dortmund, 2004
- [Koi-59] Koistinen, D.P.; Marburger, R.E.: A general equation prescribing the extent of the austenite-martensite transformation in pure iron-carbon alloys and plain carbon steels. Acta Metallurgica, Volume 7, pp. 59-60, 1959
- [Kom-00] Komanduri, R.; Hou, Z.B.: Thermal modeling of the metal cutting process: Part I — Temperature rise distribution due to shear plane heat source. International Journal of Mechanical Sciences, Volume 42, Issue 9, S. 1715-1752, 2000
- [Kom-01] Komanduri, R.; Hou, Z.B.: A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology. Tribology International, Volume 34, 653–682, 2001
- [Kos-72] Koster, W.P.: Manufacturing Methods For Surface Integrity Of Machined Structural Components. AFML-TR-71-258, Metcut Res. Ass., Cincinnati, 1972
- [Kos-74] Koster, W.P.: Surface Integrity of Machined Materials. AFML-TR-74-60, Metcut Res. Ass., Cincinnati, 1974
- [Kra-71] Kragelski, I.W.: Reibung und Verschleiß. VEB Verlag Technik, Berlin, 1971
- [Kro-54] Kronenberg, M.: Grundzüge der Zerspanungslehre. Band 1: Einschneidige Zerspanung, 2. Auflage, Springer-Verlag Berlin, 1954
- [Kro-66] Kronenberg, M.: Theory and Practice for Operation and Development of Machining Processes. Machining Science and Application, Pergamon Press, 1966
- [Lan-49] Lang, M.: Prüfen der Zerspanbarkeit durch Messen der Schnitttemperatur. Carl Hanser Verlag, München, 1949

- [Laz-12] Lazoglu, I.; Islam, C.: Modeling of 3D temperature fields for oblique machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 61, Issue 1, S. 127-130, 2012
- [Li-06] Li, K.-M.: Predictive Modeling of near dry machining: Mechanical performance and environmental impact. Dissertation, Georgia Institute of Technology, 2006
- [Li-07] Li, J.G.; Umemoto, M.; Todaka, Y.; Tsuchiya, K.: A microstructural investigation of the surface of a drilled hole in carbon steels. *Acta Materialia*, Volume 55, Issue 4, S. 1397-1406, 2007
- [Luc-98] Lucca, D.A.; Brinksmeier, E.; Goch, G.: Progress in Assessing Surface and Subsurface Integrity. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 47, Issue 2, S. 669-693, 1998
- [Lut-98] Luttervelt, van C.A.; Childs, T.H.C.; Jawahir, I.S.; Klocke, F.; Venuvinod, P.K.; Altintas, Y.; Armarego, E.; Dornfeld, D.; Grabec, I.; Leopold, J.; Lindstrom, B.; Lucca, D.; Obikawa, T.; Shirakashi, D.; Sato, H.: Present Situation and Future Trends in Modelling of Machining Operations. Progress Report of the CIRP Working Group 'Modelling of Machining Operations', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 47, I. 2, 1998, S. 587-626, 1998
- [Mac-77] Macherauch, E.; Wolfstieg, U.: Recent German activities in the field of x-ray stress analysis. *Materials Science and Engineering*, Volume 30, Issue 1, S. 1-13, 1977
- [Mac-92] Macherauch, E.: *Praktikum in Werkstoffkunde*. 10. Verb. Aufl., Vieweg, Braunschweig, ISBN 3-528-93306-2, 1992
- [Mag-66] Magee, C.L.: Transformation Kinetics, Microplasticity and Aging of Martensite in FE-31 Ni. Carnegie Institute of Technology, College of Engineering and Science, Dissertation, 1966
- [Mat-90] Mattheck, C.; Burkhardt, S.: A new method of structural shape optimization based on biological growth. *International Journal of Fatigue*, Volume 12, Issue 3, S. 185-190, 1990
- [Mer-44] Merchant, M.E.: *Basic Mechanics of the Metal Cutting Process*. Trans. ASME, 66, S. 65-71, 1944
- [Mio-05] Mioković, T.: Analyse des Umwandlungsverhaltens bei ein- und mehrfacher Kurzzeithärtung bzw. Laserstrahlhärtung des Stahls 42CrMo4. Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2005

- [Mio-06] Mioković, T.; Schulze, V.; Vöhringer, O.; Löhe, D.: Prediction of phase transformations during laser surface hardening of AISI 4140 including the effects of inhomogeneous austenite formation. *Mat. Science and Engineering A* 435-436, S. 547-555, 2006
- [M'S-99] M'Saoubi, R.; Outeiro, J.C.; Changeux, B.; Lebrun, J.L.; Morão Dias, A.: Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 96, Issues 1–3, S. 225-233, 1999
- [M'S-02] M'Saoubi, R.; Le Calvez, C.; Changeux, B.; Lebrun, J.L.: Thermal and microstructural analysis of orthogonal cutting of a low alloyed carbon steel using an infrared—charge-coupled device camera technique. *Proc. of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, Vol. 216: 153-165, 2002
- [M'S-08] M'Saoubi, R.; Outeiro, J.C.; Chandrasekaran, H.; Dillon Jr., O.W.; Jawahir, I.S.: A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products. *International Journal of Sustainable Manufacturing*, Volume 1, Nos. 1/2, S. 203-236, 2008
- [Mül-01] Müller, B.; Renz, U.: Development of a fast fiber-optic twocolor pyrometer for the temperature measurement of surfaces with varying emissivities. *Review of Scientific Instruments*, American Institute of Physics, Vol. 72, Nr. 8, S. 3366-3374, 2001
- [Mül-04] Müller, B.; Renz, U.; Hoppe, S.; Klocke, F.: Radiation thermometry at a high-speed turning process. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Volume 126, Issue 3, S. 488-495, 2004
- [Mül-04_2] Müller, B.: Thermische Analyse des Zerspanens metallischer Werkstoffe bei hohen Schnittgeschwindigkeiten. Dissertation RWTH Aachen, 2004
- [Neu-11] Neugebauer, R.; Bouzakis, K.-D.; Denkena, B.; Klocke, F.; Sterzing, A.; Tekkaya, A.E.; Wertheim, R.: Velocity effects in metal forming and machining processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 60, Issue 2, S. 627-650, 2011
- [Ng-02] Ng, E.-G.; Aspinwall, D.K.: Modelling of hard part machining. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 127, Issue 2, S. 222-229, 2002

- [Now-05] Nowag, L.; Sölter, J.; Walter, A.; Brinksmeier, E.: Effect of Machining Parameters and Clamping Technique on Residual Stresses and Distortion of Bearings Rings. Proc. of the 1st Int. Conference on Distortion Engineering, Bremen, S. 185-193, 2005
- [Öze-06] Özel, Z.: The influence of friction on finite element simulations of machining. Int. Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 46, S. 518-530, 2006
- [Oh-04] Oh, J.-D.: Modellierung und Simulation des mechanischen und thermischen Beanspruchungsverhaltens metallischer Werkstoffe bei der Spanbildung. Dissertation, FBK, TU Kaiserslautern, 2004
- [Opa-03] Opalla, D.: Hochleistungsbohren metallischer Werkstoffe mit Wendelbohrern. Dissertation Universität Dortmund, 2003
- [Orl-76] Orlich, J.; Rose, A.; Wiest, R.: Atlas zur Wärmebehandlung der Stähle. Verlag Stahleisen M.B.H., Düsseldorf, Band 3, 121, 1976
- [Out-08] Outeiro, J.C. ; Pina, J.C.; M'Saoubi, R.; Pusavec, F.; Jawahir, I.S.: Analysis of residual stresses induced by dry turning of difficult-to-machine materials. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 57, Issue 1, S. 77-80, 2008
- [Oxl-89] Oxley P.L.B.: Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability. Wiley, New York, 1989
- [Pab-08] Pabst, R.: Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung. Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2008
- [Pab-10] Pabst, R.; Fleischer, J.; Michna, J.: Modelling of the heat input for face-milling processes. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 59, Issue 1, S. 121-124, 2010
- [Pau-08] Pauksch, E.: Zerspantechnik: Prozesse, Werkzeuge, Technologien. Vieweg + Teubner, 12. Auflage, Wiesbaden, 2008
- [Pet-01] Peters, J.; Bryan, J.B.; Estler, W.T.; Evans, C.; Kunzmann, H.; Lucca, D.A.; Sartori, S.; Sato, H.; Thwaite, E.G.; Vanherck, P.; Hocken, R.J.; Peklenik, J.; Pfeifer, T.; Trumpold, H.; Vorburger, T.V.: Contribution of CIRP to the Development of Metrology and Surface Quality Evaluation during the last fifty years. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 50, Issue 2, S. 471-488, 2001

- [Pet-07] Petit, B.; Gey, N.; Cherkaoui, M.; Bolle, B.; Humbert, M.: Deformation behavior and microstructure/texture evolution of an annealed 304 AISI stainless steel sheet. *Experimental and micromechanical modeling. International Journal of Plasticity*, Volume 23, Issue 2, S. 323-341, 2007
- [Pla-00] Planck, M.: Zur Theorie des Gesetzes der Energieverteilung im Normalspectrum. *Verhandlungen der Deutschen physikalischen Gesellschaft*, 2, Nr. 17, Berlin, S. 237-245, 1900
- [Pre-75] Prevey, P.S.; Field, M.: Variation in surface stress due to metal removal. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 24, Issue 1, S. 497-501, 1975
- [Pu-12] Pu, Z.; Outeiro, J.C.; Batista, A.C.; Dillon Jr, O.W.; Puleo, D.A.; Jawahir, I.S.: Enhanced surface integrity of AZ31B Mg alloy by cryogenic machining towards improved functional performance of machined components. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 56, S. 17-27, 2012
- [Pus-11] Pusavec, F.; Hamdi, H.; Kopac, J.; Jawahir, I.S.: Surface integrity in cryogenic machining of nickel based alloy—Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 211, Issue 4, S. 773-783, 2011
- [Rah-85] Rahman, M.: Effect of Clamping Conditions on Chatter Stability and Machining Accuracy. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 34, Issue 1, S. 339-342, 1985
- [Ram-02] Ramesh, A.; Prediction of Process-Induced Microstructural Changes and Residual Stresses in Orthogonal Hard Machining. *Dissertation, Georgia Institute of Technology*, 2002
- [Ram-05] Ramesh, A.; Melkote, S.N.; Allard, L.F.; Riester, L.; Watkins, T.R.: Analysis of white layers formed in hard turning of AISI 52100 steel. *Materials Science and Engineering: A*, Volume 390, Issues 1–2, S. 88-97, 2005
- [Ram-08] Ramesh, A.; Melkote, S.N.: Modeling of white layer formation under thermally dominant conditions in orthogonal machining of hardened AISI 52100 steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 48, Issues 3–4, S. 402-414, 2008

- [Ric-06] Richardson, D.J.; Keavey, M.A.; Dailami, F.: Modelling of cutting induced workpiece temperatures for dry milling. International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 46, Elsevier Science, S.1139-1145, 2006
- [Ris-06] Risse, K.: Einflüsse von Werkzeugdurchmesser und Schneidkantenverrundung beim Bohren mit Wendelbohrern in Stahl. Dissertation, RWTH Aachen, 2006
- [Rot-13] Rotella, G.; Dillon, O.W. Jr.; Umbrello, D.; Settineri, L; Jawahir, I.S.: Finite element modeling of microstructural changes in turning of AA7075-T651 Alloy. Journal of Manufacturing Processes, Volume 15, Issue 1, S. 87-95, 2013
- [Sas-05] Sasahara, H.: The effect on fatigue life of residual stress and surface hardness resulting from different cutting conditions of 0.45%C steel. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 45, Issue 2, S. 131-136, 2005
- [Sax-71] Saxena, U.K.; DeVries, M.F.; Wu, S.M.: Drill Temperature Distributions by Numerical Solutions. Journal of Engineering for Industry, S. 1057-1066, 1971
- [Sch-49] Schmidt, A.O.; Roubik, J.R.: Distribution of Heat Generation in Drilling. Transaction of ASME, 71, S. 245-252, 1949
- [Sch-04] Schmier, M.: Randzonenveränderung beim Bohren und ihre Auswirkung auf Folgebearbeitungsverfahren. Dissertation, Universität Kassel, 2004
- [Sch-08] Schulze, V., Pabst, R., Michna, J.: Modeling the Heat Flux as an Input Parameter to Simulate Cutting Processes. Proceeding of the 11th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, S.155-162, 2008
- [Sch-09] Schulze, V.; Pabst, R.; Michna, J.: Modeling Of The Heat Input For The Face-Milling Of EN-GJL-250. Proceedings of the 12th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, San Sebastián, Spanien, ISBN 978-84-608-0864-0, S. 243-248, 2009
- [Sch-11] Schulze, V.; Autenrieth, H.; Deuchert, M.; Weule, H.: Investigation of surface near residual stress states after micro-cutting by finite element simulation. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 59, Issue 1, S. 117-120, 2011

- [Sch-11_2] Schulze, V.; Michna, J.; Zanger, F.; Pabst, R.: Modeling the process-induced modifications of the microstructure of work piece surface zones in cutting processes. 13th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations, Sintra, Portugal, Advanced Materials Research, Vol. 223, S. 371-380, 2011
- [Sch-11_3] Schulze, V.; Michna, J.; Schneider, J.; Gumbsch, P.: Modelling of cutting induced surface phase transformations considering friction effects. Procedia Engineering, Volume 19, S. 331-336, 2011
- [Sch-11_4] Schulze, V.; Zanger, F.; Michna, J.; Ambrosy, F.; Pabst, R.: Investigation of the machining behavior of metal matrix composites (MMC) using chip formation simulation. 13th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations, Sintra, Portugal, Advanced Materials Research, Vol. 223, S. 20-29, 2011
- [Sch-11_5] Schulze, V.; Zanger, F.: Numerical Analysis of the Influence of Johnson-Cook-Material Parameters on the Surface Integrity of Ti-6Al-4V. Procedia Engineering, Volume 19, S. 306-311, 2011
- [Sch-13] Schulze, V.; Michna, J.; Zanger, F.; Faltin, C.; Maas, U.; Schneider, J.: Einfluss von Schnittparametern, Werkzeugbeschichtungen und Reibung auf die Zerspantemperaturen und Gefügeumwandlungen in Bauteilrandschichten. HTM - Journal of Heat Treatment and Materials 1, S. 22-31, 2013
- [Sch-13_2] Schulze, V.; Zanger, F.; Michna, J.; Lang, F.: 3D-FE-modelling of the drilling process – Prediction of phase transformations at the surface layer. 14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations, Turin, Italien, Procedia Engineering, 2013
- [Sch-13_3] Schulze, V.: FE-Modelling of the drilling process and resulting phase transformations at the surface layer. Präsentation CIRP January Meeting Paris, 2013
- [Sch-13_4] Schulze, V.; Maas, U.; Zanger, F.; Boev, N.; Schneider, J.; Faltin, C.; Bollig, P.; Michna, J.: Adv. Eng. Mater., 2012, 10.1002/adem.201300103.
- [Sch-12] Schumann, S.; Biermann, D.: Herausforderungen bei der Modellierung von Schleifprozessen mittels der Finite-Elemente-Methode. Diamond Business, S. 58-66, 2012

- [Sch-85] Schumann, H.: Verformungsinduzierte Martensitbildung in metastabilen austenitischen Stählen. *Kristall und Technik*, Volume 10, Issue 4, S. 401-411, 1975
- [Sch-80] Schwarz, H.R.: *Methode der finiten Elemente*. B.G. Teubner, Stuttgart, 1980
- [Seg-95] Segtrop, K.: Einfluß einer Drehbearbeitung auf die Randzone von Hartlegierungen. Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, 1995
- [Sha-01] Sharman, A.R.C.; Aspinwall, D.K.; Dewes, R.C.; Bowen, P.: Workpiece surface integrity considerations when finish turning gamma titanium aluminide. *Wear*, Volume 249, Issues 5–6, S. 473-481, 2001
- [Sha-08] Sharman, A.R.C.; Amarasinghe, A.; Ridgway, K.: Tool life and surface integrity aspects when drilling and hole making in Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 200, Issues 1–3, S. 424-432, 2008
- [Sha-84] Shaw, M.C.: *Metal Cutting Principles*. Oxford Science Publications, Clarendon Press, 1984
- [Sha-94] Shaw, M.C.; Vyas, A.: Heat-Affected Zones in Grinding Steel, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 43, Issue 1, S. 279–282, 1994
- [Sha-96] Shaw, M.C.: Energy conversion in cutting and grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 45, Issue 1, S. 101-104, 1996
- [She-97] Shen, Q.; Lee, T.; Lau, W.: A Finite-Element Analysis of Temperature Distribution in spade Drilling, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 66, S. 112-122, 1997
- [Shi-04] Shi, J.; Liu, C.R.: The Influence of Material Models on Finite Element Simulations. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* (126), S. 849-857, 2004
- [Skr-91] Skrotzki, B.: The course of the volume fraction of martensite vs. temperature function $M_x(T)$. *Journal de physique IV, Colloque C4, supplément au Journal de Physique III*, Vol. 1, S. 367-372, 1991
- [Söh-03] Söhner, J.: Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Element-Methode. Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2003

- [Söl-09] Sölter, J.: Ursachen und Wirkmechanismen der Entstehung von Verzug infolge spanender Bearbeitung. Dissertation, Universität Bremen, 2009
- [Söl-12] Sölter, J.; Gulpak, M.: Heat partitioning in dry milling of steel. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 61, Issue 1, S. 87-90, 2012
- [Spu-60] Spur, G.: Beitrag zur Schnittkraftmessung beim Bohren mit Wendelbohrern unter Berücksichtigung der Radialkräfte. Dissertation, TU Braunschweig, 1960
- [Stu-66] Stuart, H.; Ridley, N.: Thermal expansion of cementite and other phases. Journal of The Iron and Steel Institute, Andrew Carnegie Research Report, S. 711-717, 1966
- [Tai-12] Tai, B.L.; Jessop, A.J.; Stephenson, D.A.; Shih, A.J.: Workpiece Thermal Distortion in Minimum Quantity Lubrication Deep Hole Drilling—Finite Element Modeling and Experimental Validation. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Volume 134, Issue 1, 9 Seiten, 2012
- [Tam-30] Tammann, G.; Crone, W.: Zur Rekristallisation der Metalle. Zeitschrift für anorganische und allgemeine Chemie, Band 187, S. 289-312, 1930
- [Tek-00] Tekkaya, A.E.; Lange, K.: An Improved Relationship between Vickers Hardness and Yield Stress for Cold Formed Materials and its Experimental Verification. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 49, Issue 1, S. 205-208, 2000
- [Thi-00_2] Thiele, J.D.; Melkote, S.N.; Peascoe, R.A.; Watkins, R.A.: Effect of Cutting-Edge Geometry and Workpiece Hardness on Surface Residual Stresses in Finish Hard Turning of AISI 52100 Steel. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Volume 122, Issue 4, S. 642-649, 2000
- [Tön-66] Tönshoff, H. K.: Eigenspannungen und plastische Verformungen im Werkstück durch spanende Bearbeitung. Dissertation, Universität Hannover, 1966
- [Tön-80] Tönshoff, H. K., Brinksmeier, E.: Determination of the Mechanical and Thermal Influences on Machined Surfaces by Microhardness and Residual Stress Analysis. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 29, Issue, S. 519-530, 1980

- [Tön-99] Tönshoff, H.K.; Hollmann, F.: Spanen metallischer Werkstoffe mit hohen Geschwindigkeiten. Kolloquium des Schwerpunktprogramms der Deutschen Forschungsgemeinschaft; Bonn, 1999
- [Tön-04] Tönshoff, H.K., Denkena, B.: Spanen – Grundlagen, 2. Auflage, Springer, Hannover, ISBN 3-540-00588-9, 2004
- [Tön-05] Tönshoff, H.K.; Hollmann, F.: Hochgeschwindigkeitsspanen. Wiley-VCH Verlag GmbH&Co. KGaA, Weinheim, 2005
- [Ued-99] Ueda, T.; Al Huda, M.; Yamada, K.; Nakayama, K.; Kudo, H.: Temperature Measurement of CBN Tool in Turning of High Hardness Steel. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 48, Issue 1, S. 63-66, 1999
- [Ued-07] Ueda, T.; Nozaki, R.; Hosokawa, A.: Temperature Measurement of Cutting Edge in Drilling -Effect of Oil Mist-, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 56, Issue 1, S. 93-96, 2007
- [Ulu-11] Ulutan, D.; Sima, M.; Özel, T.: Prediction of Machining Induced Surface Integrity using Elastic-Viscoplastic Simulations and Temperature-Dependent Flow Softening Material Models in Titanium and Nickel-based alloys. Advanced Materials Research Vol. 223, S. 401-410, 2011
- [Ulu-11_2] Ulutan, D.; Özel, T.: Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. Int. Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 51, Issue 3, S. 250-280, 2011
- [Umb-04] Umbrello, D.; Hua, J.; Shivpuri, R.: Hardness-based flow stress and fracture models for numerical simulation of hard machining AISI 52100 bearing steel. Materials Science and Engineering: A, Volume 374, Issues 1–2, S., 90-100, 2004
- [Umb-07] Umbrello, D.; Filice, L.; Rizzuti, S.; Micari, F.: On the evaluation of the global heat transfer coefficient in cutting. Int. Journal of Machine Tools and Manuf., Vol. 47, Issue 11, S. 1738-1743, 2007
- [Umb-09] Umbrello, D.; Filice, L.: Improving surface integrity in orthogonal machining of hardened AISI 52100 steel by modeling white and dark layers formation. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 58, Issue 1, S. 73-76, 2009

- [Umb-10] Umbrello, D.: Influence of material microstructure changes on surface integrity in hard machining of AISI 52100 steel. *Int. Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 54, Issue 9, S. 887-898, 2010
- [Umb-10_2] Umbrello, D.; Outeiro, J.C.; M'Saoubi, R.; Jayal, A.D.; Jawahir, I.S.: A numerical model incorporating the microstructure alteration for predicting residual stresses in hard machining of AISI 52100 steel. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 59, Issue 1, S. 113-116, 2010
- [Umb-12] Umbrello, D.: Analysis of the white layers formed during machining of hardened AISI 52100 steel under dry and cryogenic cooling conditions. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer-Verlag, 10 Seiten, 2012
- [Usu-82] Usui, E.; Shirakashi, T.: Mechanics of machining -from descriptive to predictive theory. On the art of cutting metals-75 years later, Vol. 7, ASME, S. 13–35, 1982
- [Vic-80] Victor, H.: Computer-aided measurement of cutting forces applied to the wear of an end milling cutter. *Wear*, Volume 62, Issue 1, S. 185-195, 1980
- [Vie-53] Vieregge, G.: Die Energieverteilung und die Temperatur bei der Zerspanung. *Werkstatt und Betrieb*, 11, S. 691-703, 1953
- [Vie-59] Vieregge, G.: Zerspanung der Eisenwerkstoffe. Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1959
- [Vol-96] Volkmuth, J.: Eigenspannungen und Verzug. *HTM*, 51/3, S. 145-154, 1996
- [Wan-97] Wang, K.F.; Chandrashekhar, S.; Yang, H.T.Y.: Experimental and computational study of the quenching of carbon steel. *Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 119, No. 3, S. 257–265, 1997
- [War-74] Warnecke, G.: Spanbildung bei metallischen Werkstoffen. Technischer Verlag Resch, 1974
- [Weg-08] Wegener, K.; Boeira, A.G.; Margot, R.; Kuster, F., Schroeter, R.B.: Prozesskräfte am Wendelbohrer durch Drehversuche ermitteln. *Maschinenmarkt*, Ausgabe vom 01.09.2008, S. 86-89, 2008

- [Wei-94] Weinert, K.; Cronjäger, L.: Relation between Process Energy and Tool Wear when Turning Hardfacing Alloys. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 43, Issue 1, S. 97-100, 1994
- [Wei-05_2] Weinert, K.; Hammer, N.: Die thermischen Effekte des Gewindebohrens. Werkstatt und Betrieb, Nr. 12, S. 46-49, 2005
- [Wei-06] Weinert, K.; Grünert, S.; Kersting, M.: Analysis of cutting technologies for lightweight frame components. Advanced Materials Research, Volume 10, S. 121-132, 2006
- [Wei-06_3] Weinert, K.; Grünert, S.: Wärmeverteilung beim Bohren – Experimentelle und simulative Analyse der prozessbedingten instationären Wärmeverteilung im Werkstück. wt Werkstattstechnik online, Springer-VDI-Verlag GmbH & Co. KG, Düsseldorf, Heft 10, S. 778-781, 2006
- [Wei-06_4] Weinert, K.; Grünert, S.: Wärmeentwicklung beim Bohren – Auswirkungen bei Variation von Bearbeitungsparametern, Werkstoffen und Werkzeugdurchmessern. ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb. Jahrgang 101/9, S. 500-504, 2006
- [Wei-06_5] Weinert, K.; Brinkel, F.; Kempmann, C.: Temperaturbelastung beim Bohren. Kunststoffe, Carl Hanser, Heft 12, S. 72-77, 2006
- [Wei-07] Weinert, K.; Grünert, S.: Thermische Simulation des Bohrprozesses. wt Werkstattstechnik online, Springer-VDI-Verlag GmbH & Co. KG, Düsseldorf, S. 30-34, 2007
- [Yan-98] Yanagimoto, J.; Karhausen, K.; Brand, A.J.; Kopp, R.: Incremental Formulation for the Prediction of Flow Stress and Microstructural Change in Hot Forming. Journal of manufacturing science and engineering, Vol. 120, No. 2, S. 316-322, 1998
- [Zab-10] Zabel, A.: Prozesssimulation in der der Zerspanung – Modellierung von Dreh- und Fräsprozessen. Habilitationsschrift; Technische Universität Dortmund, 2010
- [Zan-12] Zanger, F.: Segmentspanbildung, Werkzeugverschleiß, Randschichtzustand und Bauteileigenschaften: Numerische Analysen zur Optimierung des Zerspanungsprozesses am Beispiel von Ti-6Al-4V. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2012

- [Zen-44] Zener, C.; Hollomon, J.H.: Effect of Strain Rate Upon Plastic Flow of Steel. Journal of Applied Physics, 15, S. 22-32, 1944
- [Zor-63] Zorev, N.N.: Interrelationship between shear processes occurring along tool face and on shear plane in metal cutting. Proceedings Int. Production Engineering Research Conference., Pittsburgh, ASME, S. 42-49, 1963
- [Zwi-12] Zwingenberger, K.: Von Warmumformung und Trockenbearbeitung. Handelsblatt, <http://www.handelsblatt.com/auto/test-technik/autoproduktion-von-warmumformung-und-trockenbearbeitung/6544788.html>, Stand der online-Quelle: 24.09.2013, 2012.