

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN
TUM School of Engineering and Design

**Methodik zur Identifikation des
Wärmeaufteilungskoeffizienten bei der Fräsbearbeitung
dünnwandiger Werkstücke**

Johannes Martin Löhe

Vollständiger Abdruck der von der TUM School of Engineering and Design der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitz:

Prof. Dr.-Ing. Harald Klein

Prüfer*innen der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh
2. Prof. Dr.-Ing. Konrad Wegener

Die Dissertation wurde am 29.03.2022 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die TUM School of Engineering and Design am 24.08.2022 angenommen.

Geleitwort der Herausgeber

Die Produktionstechnik ist in Zeiten globaler Herausforderungen, wie der Klimakrise, dem Mobilitätswandel und der Überalterung der Gesellschaft in westlichen Ländern, für eine nachhaltige Weiterentwicklung unserer Industriegesellschaft von zentraler Bedeutung. Der Einfluss eines Industriebetriebs auf die Umwelt und die Gesellschaft hängt dabei entscheidend von den eingesetzten Produktionsmitteln, den angewandten Produktionsverfahren und der eingeführten Produktionsorganisation ab. Erst das optimale Zusammenspiel von Mensch, Organisation und Technik erlaubt es, alle Potenziale für den Unternehmenserfolg auszuschöpfen. Dabei muss größtes Augenmerk darauf gelegt werden, möglichst ressourcenschonend, effizient und resilient zu werden, um flexibel im volatilen Produktionsumfeld zu agieren.

Um in dem Spannungsfeld Nachhaltigkeit, Komplexität, Kosten, Zeit und Qualität bestehen zu können, müssen Produktionsstrukturen ständig neu überdacht und weiterentwickelt werden. Dabei ist es notwendig, die Komplexität von Produkten, Produktionsabläufen und -systemen einerseits zu verringern und andererseits besser zu beherrschen.

Ziel der Forschungsarbeiten des *iwb* ist die ständige Verbesserung von Produktentwicklungs- und Planungssystemen, von Herstellverfahren sowie von Produktionsanlagen. Betriebsorganisation, Produktions- und Arbeitsstrukturen sowie Systeme zur Auftragsabwicklung werden unter besonderer Berücksichtigung der Anforderungen des Personals sowie von Nachhaltigkeitsaspekten entwickelt. Die dabei eingesetzten rechnergestützten und Künstliche-Intelligenz-basierten Methoden und die notwendige Steigerung des Automatisierungsgrades dürfen jedoch nicht zu einer Verfestigung arbeitsteiliger Strukturen führen. Fragen der optimalen Einbindung ökologischer und sozialer Aspekte in alle Planungs- und Entwicklungsprozesse spielen deshalb eine sehr wichtige Rolle.

Die im Rahmen dieser Buchreihe erscheinenden Bände stammen thematisch aus den Forschungsbereichen des *iwb*. Diese reichen von der Entwicklung von Produktionssystemen über deren Planung bis hin zu den eingesetzten Technologien in den Bereichen Fertigung und Montage. Die Steuerung und der Betrieb von Produktionssystemen, die Qualitätssicherung, die Verfügbarkeit und die Autonomie sind Querschnittsthemen hierfür. In den *iwb*-Forschungsberichten werden neue Ergebnisse und Erkenntnisse aus der praxisnahen Forschung des Institutes veröffentlicht. Diese Buchreihe soll dazu beitragen, den Wissenstransfer zwischen dem Hochschulbereich und den Anwendenden zu verbessern.

Rüdiger Daub

Gunther Reinhart

Michael Zäh

Inhaltsverzeichnis

Verzeichnis der Formelzeichen	V
Lateinische Formelzeichen	V
Griechische Formelzeichen	XIII
Symbole und Operatoren	XVII
Verzeichnis der Abkürzungen	XIX
Verzeichnis verwendeter Softwarepakete	XXI
1 Einleitung	1
1.1 Allgemeines	1
1.2 Eingrenzung des Betrachtungsrahmens	4
1.3 Aufbau der weiteren Kapitel	5
2 Grundlagen und Stand der Wissenschaft	9
2.1 Allgemeines	9
2.2 Fräsprozess	9
2.2.1 Charakterisierung	9
2.2.2 Thermische Wirkmechanismen	12
2.2.3 Thermische Prozessauswirkungen	16
2.3 Modellierungsansätze der Wirkmechanismen und der Prozessauswirkungen	20
2.3.1 Allgemeines	20
2.3.2 Analytische Modellierung	22
2.3.3 Numerische Modellierung	23
2.3.4 Empirische und semi-analytische Modellierung	25
2.3.5 Hybride Modellierung	27
2.4 Modellkalibrierung	29
2.4.1 Allgemeines	29
2.4.2 Erhebung der Messgrößen	29
2.4.3 Anforderungen an die Versuchsbeschaffenheit	31
2.5 Ansätze zur Verringerung von Prozessauswirkungen	32
2.5.1 Allgemeines	32
2.5.2 Reduktionsmaßnahmen	33
2.5.3 Kompensationsmaßnahmen	34

Inhaltsverzeichnis

2.6	Zusammenfassung und Fazit	35
3	Handlungsbedarfe und Zielsetzung	37
3.1	Ableitung der Handlungsbedarfe	37
3.2	Ziel der Arbeit	38
4	Arbeitshypothese	41
4.1	Formulierung	41
4.2	Modellierung	41
4.3	Plausibilisierung	45
4.3.1	Temperaturen	45
4.3.2	Deformationen	49
4.4	Fazit und Kapitelüberleitung	51
5	Methodik zur Identifikation des Wärmeverteilungskoeffizienten	53
5.1	Übersicht über die Methodik	53
5.2	Bestandteile der Methodik im Überblick	54
5.2.1	Methode 1: Empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen	54
5.2.2	Methode 2: Simulation der thermisch bedingten Deformationen	55
5.2.3	Methode 3: Lösung des inversen Wärmeexpansionsproblems	56
5.3	Versuchsbedingungen	57
5.4	Fazit und Kapitelüberleitung	62
6	Methode 1: Empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen	63
6.1	Übersicht über die Methode	63
6.2	In-Process-Messung der Deformationen	64
6.2.1	Versuchsaufbau	64
6.2.2	Analyse potenzieller Störeinflüsse	68
6.2.3	Versuchsplanung	72
6.2.4	Exemplarische Anwendung und Diskussion	72
6.3	Signalseparierung	75
6.3.1	Analyse des Prozesses	75
6.3.2	Voraussetzungen	77
6.3.3	Algorithmus	79
6.3.4	Exemplarische Anwendung und Diskussion	80
6.4	Fazit und Kapitelüberleitung	83

7 Methode 2: Simulation der thermisch bedingten Deformationen .	85
7.1 Übersicht über die Methode	85
7.2 Anforderungen an Modellierung und Simulation	86
7.3 Modellierung	88
7.3.1 Definition der Modellform	88
7.3.2 Definition des Strukturmodells	89
7.3.3 Definition der Prozesswärmequelle	94
7.3.4 Ansatz der Randbedingungen	96
7.4 Simulation	97
7.4.1 Allgemeines	97
7.4.2 Ablaufstruktur	97
7.4.3 Umsetzungsumgebung	101
7.4.4 Exemplarische Anwendung und Diskussion	103
7.5 Fazit und Kapitelüberleitung	105
8 Methode 3: Lösung des inversen Wärmeexpansionsproblems . . .	107
8.1 Übersicht über die Methode	107
8.2 Erstellung der Ersatzmodelle	108
8.3 Formulierung und Lösung des inversen Wärmeexpansionsproblems	110
8.4 Exemplarische Anwendung und Diskussion	112
8.5 Fazit und Kapitelüberleitung	113
9 Anwendung und Bewertung der Methodik zur Identifikation des Wärmeaufteilungskoeffizienten	115
9.1 Allgemeines	115
9.2 Anwendung	115
9.2.1 Erstellung des empirischen Ersatzmodells	115
9.2.2 Erstellung des simulationsbasierten Ersatzmodells	119
9.2.3 Lösung des inversen Wärmeexpansionsproblems	121
9.3 Bewertung	125
9.3.1 Modellgüte	125
9.3.2 Modellgültigkeit	127
9.4 Vergleich	131
9.5 Fazit	133
10 Zusammenfassung und Ausblick	135
10.1 Zusammenfassung	135
10.2 Ausblick	138
Verzeichnis betreuter Studienarbeiten	139

Literaturverzeichnis	141
A Anhang	161
A.1 Zerspankraftmodell	161
A.1.1 Allgemeines	161
A.1.2 Empirische Ermittlung der Zerspankräfte	161
A.1.3 Modellbildung	163
A.2 Funktionsweise des 1D-LDV	166
A.3 Versuchsplan der Deformationsmessungen	168
A.4 Herleitung des skalierten Gewichtungsfaktors η_e	172

Verzeichnis der Formelzeichen

Lateinische Formelzeichen

Größe	Einheit	Bezeichnung
a	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$	Temperaturleitfähigkeit
a_e	mm	Arbeitseingriff
a_i	-	Gewichtungsfaktor innerhalb einer Zielfunktion (Optimierungsproblem)
a_p	mm	Schnitttiefe
A_e	mm^2	Inhalt der Elementfläche e
A_{Ψ_F}	mm^2	Flächeninhalt des von der Schneidkante im Zeitinkrement Δt überstrichenen Bereiches
b_{nB}	mm	Breite der Stegstruktur nach der Bearbeitung
b_r	mm	Breite des Rückversatzes der Stegstruktur
b_{vB}	mm	Breite der Stegstruktur vor der Bearbeitung
b_W	mm	Breite des Werkstücks
B	-	Wärmeaufteilungskoeffizient der Wärmeströme innerhalb der Zerspanungszone, wobei $B = 1$ für einen vollständigen Übergang in das Werkstück und $B = 0$ für einen vollständigen Übergang in den Span und das Werkzeug steht; der Wärmeaufteilungskoeffizient steht somit für den Anteil der Wärme, die in das Werkstück fließt
c	m s^{-1}	Lichtgeschwindigkeit
$c_{i,k}$	-	Konstanten des Regressionsansatzes für die Ersatzmodelle; die Zählvariable i kennzeichnet die linearen Anteile.

Verzeichnis der Formelzeichen

Größe	Einheit	Bezeichnung
$c_{ij,k}$	-	Konstanten des Regressionsansatzes für die Ersatzmodelle; die Zählvariablen i und j (wobei $i \leq j$) kennzeichnen die wechselwirkenden und quadratischen Anteile.
c_p	$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	spezifische Wärmekapazität
$c_{0,\Delta 21}$	μm	Differenzwert der unabhängigen Variablen zwischen dem empirischen (1) und dem simulationsbasierten (2) Regressionsansatz
d_F	mm	Durchmesser des Fräswerkzeugs
d_{ij}	-	Konstanten der Koeffizientenmatrix Γ
f	Hz	Frequenz
f_s	Hz	Abtastfrequenz
f_z	mm	Vorschub pro Zahn
f_0	Hz	Grundfrequenz einer Lichtwelle
f_Δ	Hz	Frequenzverschiebung aus dem Doppler-Effekt
$F_{a,s}$	N	axiale Zerspankraftkomponente im Scheibenelement s
F_c	N	Schnittkraft
$F_{c,s}$	N	Schnittkraft im Scheibenelement s
F_f	N	Vorschubkraft
$F_{f,s}$	N	Vorschubkraft im Scheibenelement s
$F_{r,s}$	N	radiale Zerspankraftkomponente im Scheibenelement s
$F_{t,s}$	N	tangentiale Zerspankraftkomponente im Scheibenelement s
F_x	N	Zerspankraft in x -Richtung
F_y	N	Zerspankraft in y -Richtung
G_e	-	Gewichtungsfaktor der Wärmestromdichte an der Elementfläche e im Modell der Prozesswärmequelle
h_c	mm	Spanungsdicke
$h_{c,e}$	mm	Spanungsdicke an der Elementfläche e
$h_{c,max}$	mm	maximale Spanungsdicke

Größe	Einheit	Bezeichnung
h_k	mm	über der Spannfläche auskragende Höhe des Werkstücks
h_{sp}	mm	Spandicke
h_{S,K_i}	mm	Höhe eines dreieckigen Flächenelements (Seitenfläche eines Tetraeder) am i -ten Knoten K_i (mit $i = 1, 2, 3$)
h_{T,K_i}	mm	Höhe eines Tetraederelements am i -ten Knoten K_i (mit $i = 1, 2, 3, 4$)
h_W	mm	Höhe des Werkstücks
$h_{z,s}$	mm	Dicke des Scheibenelements s
$I(s)$	$W m^{-2}$	überlagerte Strahlungsintensität zweier Strahlen bei einer Differenz des jeweils zurückgelegten Wegs
I_1	$W m^{-2}$	Strahlungsintensität des Referenzstrahls
I_2	$W m^{-2}$	Strahlungsintensität des Messstrahls
J	-	Wert der Zielfunktion eines Optimierungsproblems
k_i	-	Konstanten des Regressionsmodells der Zerspankraftkomponenten (mit $i = 0, 1, 2, \dots$)
K_a	$N mm^{-1}$	Zerspankraftkoeffizient der axialen Komponente
K_i	-	Bezeichnung des i -ten Knotens
K_q	-	verallgemeinerter Zerspankraftkoeffizient (mit $q = t, r, a$)
K_r	-	Zerspankraftkoeffizient der radialen Komponente
K_t	-	Zerspankraftkoeffizient der tangentialen Komponente
K	-	Korrelationsmatrix; $k = 1$ steht für die Werte aus dem empirisch gewonnenen Modell, $k = 2$ für die Werte aus dem simulationsbasierten Modell.
l_F	mm	Schneidenlänge am Fräswerkzeug
l_{FB}	mm	Länge der Fräsbahn
l_W	mm	Länge des Werkstücks
l_Φ	mm	Länge der Scherfläche
m	-	Ersatzvariable

Verzeichnis der Formelzeichen

Größe	Einheit	Bezeichnung
n	min^{-1}	Drehzahl des Fräswerkzeugs
n_e	-	Anzahl der mit der Fläche Ψ_F kongruenten Elementflächen
n_{ZS}	-	Anzahl der Zeitschritte eines Simulationsdurchlaufs aufgrund der Zeitschrittweite Δt
n_θ	-	Dämpfungsfaktor der Amplitude einer Temperaturschwankung über die Eindringtiefe in einen Körper
N_{th}	-	thermische Kennzahl
N_x	$\mu\text{m N}^{-1}$	Nachgiebigkeit in der x -Richtung am TCP der Werkzeugmaschine
N_y	$\mu\text{m N}^{-1}$	Nachgiebigkeit in der y -Richtung am TCP der Werkzeugmaschine
P_c	W	Schnittleistung
P_f	W	Vorschubleistung
P_i	-	Bezeichnung eines Punktes (mit $i = 1, 2, 3, \dots$)
P_m	W	gesamte in der Prozesszone umgesetzte mechanische Leistung
\dot{q}_{abs}	W mm^{-2}	Wärmestromdichte des abstrahierten Prozesses
$\dot{q}_{W,e}$	W mm^{-2}	Anteil der Wärmestromdichte, der vom Werkstück an der Elementfläche e absorbiert wird
$\bar{\dot{q}}_W$	W mm^{-2}	zwischen zwei aufeinanderfolgenden Zeitschritten gemittelter Anteil der Wärmestromdichte, der vom Werkstück absorbiert wird
\dot{Q}_m	W	Wärmestrom aus der gesamten Prozesszone
\dot{Q}_{Rest}	W	Anteil des Wärmestroms aus der Prozesszone, der nicht vom Werkstück absorbiert wird
\dot{Q}_W	W	Anteil des Wärmestroms aus der Prozesszone, der vom Werkstück absorbiert wird
$\bar{\dot{Q}}_W$	W	zwischen zwei aufeinanderfolgenden Zeitschritten gemittelter Anteil des Wärmestroms, der vom Werkstück absorbiert wird

Größe	Einheit	Bezeichnung
$\dot{Q}_{W,e}$	W	Anteil des Wärmestroms aus der Prozesszone, der vom Werkstück an der Elementfläche e absorbiert wird
r	-	Verhältnis von Spannungsdicke h_c zu Spandicke h_{sp} (Inverse der Spanstauchung)
r_{ij}	-	Korrelationskoeffizient der Korrelationsmatrix
$r_{n,H}$	μm	Radius der gerundeten Hauptschneide
R^2	-	Bestimmtheitsmaß
R^2_{adj}	-	adjustiertes Bestimmtheitsmaß
R_m	N mm^{-2}	Zugfestigkeit des Werkstoffs
s	m	Weglängendifferenz zwischen einem Referenzstrahl und einem Messstrahl
S_e	-	Skalierungsfaktor der Wärmestromdichte an der Elementfläche e im Modell der Prozesswärmequelle
t	s	Zeitvariable
Δt	s	Zeitschrittweite der zeitlichen Diskretisierung in der Simulation
t_{Ende}	s	Zeitpunkt des Werkzeugaustritts aus dem Werkstück
t_{FB}	s	Zeitdauer, die das Werkzeug zum Zurücklegen der Fräsbahnlänge l_{FB} zwischen den Zeitpunkten t_{Start} und t_{Ende} benötigt
t_i	s	Zeitpunkt des i -ten Inkrements oder i -ter betrachteter Zeitpunkt
$t_{1,j}$	s	Eintrittszeitpunkt der Hauptschneide in das Werkstück für den j -ten Zahneingriff
$t_{2,j}$	s	Zeitpunkt des maximalen Eingriffs der Hauptschneide für den j -ten Zahneingriff
$t_{3,j}$	s	Austrittszeitpunkt des letzten Teils der Hauptschneide aus dem Werkstück für den j -ten Zahneingriff
t_k^Δ	s	Zeitpunkt des globalen Maximums der kumulierten Deformation

Verzeichnis der Formelzeichen

Größe	Einheit	Bezeichnung
t_m^\blacktriangle	s	Zeitpunkt des globalen Maximums der mechanisch bedingten Deformation
t_s^\blacktriangle	s	Zeitpunkt des globalen Maximums der statischen Deformation
t_{SEF}	s	Zeitdauer zwischen zwei aufeinanderfolgenden Zahneintritten
t_{Start}	s	Zeitpunkt des Werkzeugeintritts in das Werkstück
t_{th}^\blacktriangle	s	Zeitpunkt des globalen Maximums der thermisch bedingten Deformation
t_0	s	Schwankungsdauer einer Periode
Δt_{j+1}	s	Zeitdauer zwischen dem Austritt eines Zahns z_i des Werkzeugs und dem Eintritt des darauffolgenden Zahns z_{i+1}
$\Delta t_{12,j}$	s	Zeitdauer zwischen den Zeitpunkten $t_{1,j}$ und $t_{2,j}$ des j -ten Zahneingriffs
$\Delta t_{23,j}$	s	Zeitdauer zwischen den Zeitpunkten $t_{2,j}$ und $t_{3,j}$ des j -ten Zahneingriffs
\bar{t}_\odot	s	mittlere Dauer pro Simulationsdurchlauf eines Inkrements
T	°C	Temperaturwert
\hat{T}	°C	präzidierter Temperaturwert
\hat{T}_k	°C	präzidierter charakteristischer Temperaturwert an einem definierten Punkt; $k = 1$ steht für die Werte aus dem empirisch gewonnenen Modell, $k = 2$ für die Werte aus dem simulationsbasierten Modell.
T_{P_1}	°C	Temperatur in einem Punkt P_1
\bar{T}_{P_1}	°C	mittlere Temperatur in einem Punkt P_1
T_{P_2}	°C	Temperatur in einem Punkt P_2
\bar{T}_{P_2}	°C	mittlere Temperatur in einem Punkt P_2
T_{P_3}	°C	Temperatur in einem Punkt P_3
$\Delta T_{P_1 P_2}$	K	Temperaturdifferenz zwischen den Punkten P_1 und P_2
$\Delta \bar{T}_{P_1 P_2}$	K	mittlere Temperaturdifferenz zwischen den Punkten P_1 und P_2

Größe	Einheit	Bezeichnung
$\hat{T}_{\Delta 21}$	K	Differenz der prädierten Temperaturwerte des empirischen Modells (1) und des simulationsbasierten Modells (2)
$u_{x,i}$	mm	Deformation des i -ten Knotens (K_i) in x -Richtung
$u_{y,k}^{\Delta}$	μm	Wert des globalen Maximums der kumulierten Deformation
$u_{y,k,j}^{\Delta}$	μm	Wert des lokalen Maximums der kumulierten Deformation des j -ten Zahneingriffs
$u_{y,m}$	μm	mechanisch bedingte Deformation
$u_{y,m}^{\Delta}$	μm	Wert des globalen Maximums der mechanisch bedingten Deformation
$u_{y,s}^{\Delta}$	μm	Wert des globalen Maximums der statischen Deformation
$u_{y,th}$	μm	thermisch bedingte Deformation
$u_{y,th}^{\Delta}$	μm	Wert des globalen Maximums der thermisch bedingten Deformation
$u_{y,th,j}^{\nabla}$	μm	Wert des lokalen Minimums der thermisch bedingten Deformation (Mittenswert auf den einzelnen Basisniveaus) des j -ten Zahneingriffs
$\hat{u}_{y,th,k}$	μm	charakteristische thermisch bedingte Deformation an einem definierten Punkt; $k = 1$ steht für die Werte aus dem empirisch gewonnenen Modell, $k = 2$ für die Werte aus dem simulationsbasierten Modell.
$\hat{u}_{y,th,Mess}$	μm	prädierte thermisch bedingte Deformation aus einem Ersatzmodell der gemessenen Werte
$\hat{u}_{y,th,Sim}$	μm	prädierte thermisch bedingte Deformation aus einem Ersatzmodell der simulierten Werte
$\hat{u}_{y,th,\Delta 21}$	μm	Differenz der prädierten Deformationen des empirischen Modells (1) und des simulationsbasierten Modells (2)
$u_{y,i}$	mm	Deformation des i -ten Knotens (K_i) in y -Richtung
u_{y,P_1}	μm	Deformation des Punkts P_1 in y -Richtung
\bar{u}_{y,P_1}	μm	mittlere Deformation des Punkts P_1 in y -Richtung
$u_{z,i}$	mm	Deformation des i -ten Knotens (K_i) in z -Richtung

Verzeichnis der Formelzeichen

Größe	Einheit	Bezeichnung
v_c	m min^{-1}	Schnittgeschwindigkeit
v_f	mm min^{-1}	Vorschubgeschwindigkeit
v_{Obj}	m s^{-1}	Geschwindigkeit des zu messenden Objekts
v_{sp}	m min^{-1}	Spangeschwindigkeit
\dot{W}_m	W	gesamte in der Prozesszone umgesetzte mechanische Leistung
x_i	-	unabhängiger Faktor des Regressionsansatzes für die Ersatzmodelle mit der Zählvariablen i
x_j	-	unabhängiger Faktor des Regressionsansatzes für die Ersatzmodelle mit der Zählvariablen j
x_θ	mm	Eindringtiefe der Temperaturwelle in einen Körper
y_v	-	Qualitätsmerkmal bzw. Wert des v -ten Versuchs aus einer Versuchsreihe
\hat{y}_v	-	prädizierter Wert des v -ten Versuchs aus einer Versuchsreihe
\bar{y}	-	Mittelwert aller Werte einer Versuchsreihe
Y_L	-	Ersatzvariable
z	-	Zähnezahl des Fräswerkzeugs
z_i	-	i -ter Zahn des Werkzeugs
z_{MP}	mm	Position des Messpunkts unterhalb der Werkstückoberkante

Griechische Formelzeichen

Größe	Einheit	Bezeichnung
α	K^{-1}	Wärme- oder Längenausdehnungskoeffizient
$\alpha_{0,H}$	$^\circ$	Freiwinkel der Hauptschneide in der Werkzeug-Orthogonalebene
$\alpha_{0,N}$	$^\circ$	Freiwinkel der Nebenschneide in der Werkzeug-Orthogonalebene
$\beta_{0,H}$	$^\circ$	Keilwinkel der Hauptschneide in der Werkzeug-Orthogonalebene
$\beta_{0,N}$	$^\circ$	Keilwinkel der Nebenschneide in der Werkzeug-Orthogonalebene
γ_0	$^\circ$	Spanwinkel in der Werkzeug-Orthogonalebene
$\gamma_{0,H}$	$^\circ$	Spanwinkel der Hauptschneide in der Werkzeug-Orthogonalebene
$\gamma_{0,N}$	$^\circ$	Spanwinkel der Nebenschneide in der Werkzeug-Orthogonalebene
γ_K	-	Konfidenzniveau des Konfidenzintervalls
γ_P	-	Prognoseniveau des Prognoseintervalls
Γ	-	Koeffizientenmatrix des Funktionsansatzes für den Wärmeaufteilungskoeffizienten B
η_e	-	elementspezifischer skaliertes Gewichtungsfaktor
$\vartheta(x_\vartheta, t)$	$^\circ C$	Temperaturwert in der Tiefe x_ϑ und zum Zeitpunkt t innerhalb eines halbbunendlichen Körpers
ϑ_m	$^\circ C$	Initialtemperatur eines Körpers (Temperaturgrundwert)
ϑ_Δ	K	Amplitude einer harmonisch variierenden Oberflächentemperatur
ϑ_{z_j}	$^\circ$	Rotationswinkel des j -ten Zahns des Werkzeugs
ϵ	-	Dehnung
ϵ_k	μm	Störgröße des Ersatzmodells der Werkstückdeformation; $k = 1$ steht für die Werte aus dem empirisch gewonnenen Modell, $k = 2$ für die Werte aus dem simulationsbasierten Modell.

Verzeichnis der Formelzeichen

Größe	Einheit	Bezeichnung
$\hat{\epsilon}_k$	μm	Residuum des Ersatzmodells der Werkstückdeformation; $k = 1$ steht für die Werte aus dem empirisch gewonnenen Modell, $k = 2$ für die Werte aus dem simulationsbasierten Modell.
ϵ_{plast}	-	plastische Dehnung
ϵ_{th}	-	Emissionsgrad
λ	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit
λ_S	$^\circ$	Drallwinkel des Werkzeugs
Λ	m	Wellenlänge
Λ_k	-	Vektor der unabhängigen Variablen im Regressionsansatz
Λ_Δ	-	Vektor der unabhängigen Variablen im Regressionsansatz, die in Λ_2 und nicht in Λ_1 enthalten sind
$\Lambda_{\Delta 21}$	-	Differenzvektor der unabhängigen Variablen zwischen dem empirischen (1) und dem simulationsbasierten (2) Regressionsansatz; dieser Vektor beinhaltet die mit der übergeordneten Methodik gesuchte unabhängige Variable, hier den Wärmeverteilungskoeffizienten B .
ξ	$^\circ$	Einfalls- und Austrittswinkel einer reflektierten Lichtwelle
ρ	kg m^{-3}	Dichte des Werkstoffs
σ	N mm^{-2}	mechanische Spannung
τ	s	Anteil des Basisniveau-Zeitintervalls $\Delta t_{z_{i+1}}$, der als Sicherheit an den Rändern des Basisniveaus zu dessen Bestimmung abgeschnitten wird
φ	$^\circ$	Rotationswinkel des Werkzeugs
$\Delta\varphi$	$^\circ$	Diskretisierung der Werkzeugrotation in der Simulation
ϕ_{a_e}	$^\circ$	Winkelsegment der Hauptschneide, das sich aufgrund des Arbeitseingriffs a_e im Eingriff befindet
ϕ_{a_p}	$^\circ$	Winkelsegment der Hauptschneide, das sich aufgrund der Schnitttiefe a_p im Eingriff befindet

Größe	Einheit	Bezeichnung
ϕ_F	°	Winkelkoordinate des werkzeugumhüllenden Zylinders
ϕ'_F	°	Winkelkoordinate des werkzeugumhüllenden Zylinders in dessen Abwicklung
ϕ_z	°	Zahnteilungswinkel
$\Delta\phi_{j+1}$	°	Winkelsegment, für das kein Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück vorliegt
Φ	°	Scherwinkel
Φ_k	-	Vektor der linearen Modellkonstanten im Regressionsansatz
$\Phi_{\Delta 21}$	-	Differenzvektor der linearen Modellkonstanten zwischen dem empirischen (1) und dem simulationsbasierten (2) Regressionsansatz
Ψ_b	-	Spannfläche des Werkstücks, die der beweglichen Seite des hydraulischen Schraubstocks zugewandt ist
Ψ_f	-	Spannfläche des Werkstücks, die der festen Seite des hydraulischen Schraubstocks zugewandt ist
Ψ_F	-	von der Schneide während eines Inkrements überstrichener Bereich
Ψ_S	-	Kontaktbereich zwischen Spannfläche und Werkzeug bei geometrischer Verschneidung (ohne Spanbildungsprozess)
Ψ_{z_j}	-	extrapolierte Spannfläche des j -ten Zahns z_j (mit $j = 1, 2, 3$)
ω	s ⁻¹	Kreisfrequenz einer Schwingung bzw. Schwankung
Ω_A	-	Kontinuum der Abzugsgeometrie bzw. des inkrementellen Materialhubs
Ω_H	-	Kontinuum des Hüllzylinders
Ω_k	-	Matrix der quadratischen Modellkonstanten und der Wechselwirkungen im Regressionsansatz
Ω_W	-	Kontinuum des Werkstücks
$\Omega_{W,i}$	-	Segmente des Werkstückkontinuums Ω_W (mit $i = 1, 2, 3$)

Verzeichnis der Formelzeichen

Größe	Einheit	Bezeichnung
Ω_Z	-	Kontinuum, das durch die Spanflächen zweier aufeinanderfolgender Zeitschritte t_{i-1} und t_i aufgespannt wird und somit den Materialhub der Zähne kennzeichnet
$\Omega_{\Delta 21}$	-	Differenzmatrix der quadratischen Modellkonstanten und der Wechselwirkungen zwischen dem empirischen (1) und dem simulationsbasierten (2) Regressionsansatz
Ω^*	-	Kontinuum eines Zwischenschritts der boolschen Operationen bei der Modellerstellung

Symbole und Operatoren

Größe	Bezeichnung
\square_e	Zählvariable der Elementflächen im <i>FE</i> -Modell
$\square_{i,j}$	i -ter oder j -ter Wert in einem Vektor, einer Matrix oder einer Zahlenreihe (beispielsweise aus aufeinanderfolgenden Versuchen) mit i oder j als Zählvariable
\square_k	Mit dem Parameter k wird zwischen der Modellierungsbasis des Ersatzmodells unterschieden. $k = 1$ steht für das empirisch gewonnene Modell, $k = 2$ für das simulationsbasierte Modell.
\square_s	Zählvariable der Scheibenelemente im Zerspankraftmodell
\square_v	v -ter Versuch innerhalb einer Versuchsreihe
\square^∇	globales Minimum einer Zeitreihe
\square^\blacktriangle	globales Maximum einer Zeitreihe
\square^∇	lokales Minimum einer Zeitreihe
\square^\blacktriangle	lokales Maximum einer Zeitreihe
$\square^{\hat{}}$	Prognosewert: berechneter Wert aus der Prädiktion mit einem Ersatzmodell
$\square^{\bar{}}$	arithmetischer Mittelwert
$\square^{\dot{}}$	zeitliche Ableitung
\square^{\prime}	Abwicklung
$\square^{\bar{}}$	oberer Grenzwert
$\square^{\underline{}}$	unterer Grenzwert

Verzeichnis der Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
<i>BEM</i>	Boundary Element Method (deutsch: Randelementemethode)
<i>brep</i>	Boundary Representation (deutsch: Begrenzungsflächenmodell)
<i>CAD</i>	Computer-Aided-Design (deutsch: rechnergestütztes Konstruieren)
<i>CAM</i>	Computer-Aided-Manufacturing (deutsch: rechnergestützte Fertigung)
<i>COM</i>	Component Object Model (deutsch: objektorientierte Softwarekomponenten)
<i>CSG</i>	Constructive-Solid-Geometry (deutsch: konstruktive Festkörpergeometrie)
<i>.dll</i>	Dynamic Link Library (deutsch: dynamische Programmbibliothek)
<i>FDM</i>	Finite-Differenzen-Methode
<i>FE-...</i>	Finite-Elemente-...
<i>FEM</i>	Finite-Elemente-Methode
<i>FFT</i>	Fast Fourier Transform (deutsch: schnelle Fourier-Transformation)
<i>He-Ne-Laser</i>	Helium-Neon-Laser
<i>HSC</i>	High Speed Cutting (deutsch: Hochgeschwindigkeitszerspanung)
<i>IHEP</i>	Inverse Heat Expansion Problem (deutsch: Inverses Wärmeexpansionsproblem)
<i>IHCP</i>	Inverse Heat Conduction Problem (deutsch: Inverses Wärmeleitungsproblem)
<i>KNN</i>	Künstliches Neuronales Netz
<i>KSS</i>	Kühlschmierstoff

Verzeichnis der Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
<i>1D-LDV</i>	eindimensionales Laser-Doppler-Vibrometer
<i>3D-LDV</i>	dreidimensionales Laser-Doppler-Vibrometer
<i>NC</i>	Numerical Control (deutsch: Numerische Steuerung)
<i>MP</i>	Messpunkt
<i>RTS</i>	Rauch-Tung-Striebel
<i>SEF</i>	Schneideneintrittsfrequenz
<i>SPH</i>	Smoothed Particle Hydrodynamics (deutsch: geglättete Teilchen-Hydrodynamik)
<i>SSE</i>	Sum of squared errors (deutsch: Residuenquadratsumme)
<i>SSS</i>	Spindle Speed Selection (deutsch: Spindeldrehzahlselektion)
<i>SSV</i>	Spindle Speed Variation (deutsch: Spindeldrehzahlvariation)
<i>ST</i>	Strahlteiler
<i>TCP</i>	Tool Center Point (deutsch: Werkzeugmittelpunkt)
<i>TRL</i>	Technology Readiness Level (deutsch: Reifegradstufe)
<i>VB</i>	Verschleißmarkenbreite
<i>VHM</i>	Vollhartmetall
<i>WKS</i>	Whittaker-Kotelnikow-Shannon

Verzeichnis verwendeter Softwarepakete

Bezeichnung	Version	Beschreibung
<i>Catia</i> [®]	V5 R20	CAD-Software, die sowohl zur volumetrischen Modellierung (CSG) als auch zur flächenbasierten Modellierung (<i>brep</i>) genutzt werden kann; Hersteller: ©Dassault Systèmes
<i>HyperMesh</i> [®]	12.0.110	Software zur Vernetzung von Volumen- und Flächenmodellen. Hersteller: Altair [®] Umgebung: HyperWorks [®]
<i>Marc Mentat</i> [®] <i>MSC Marc</i> [®]	2012.1.0	FE-Software zur Berechnung nichtlinearer Multi-Physik-Probleme. <i>Mentat</i> bezeichnet hierbei die grafische Oberfläche der Software. Hersteller: ©MSC Software Corporation
MATLAB [®]	R2013b V8.2.0.701	Programmierungsumgebung für die numerische Mathematik mit besonderer Stärke in der Vektor- und Matrizenrechnung. Hersteller: ©The MathWorks Inc.
<i>mySQL</i> [®]	V6.0.9.11421 B1170	Relationales Datenbankverwaltungssystem. Hersteller: ©Oracle Corporation
<i>VB.NET</i> [®]	4.7.03062 (.NET)	Programmierungsumgebung, die auf dem .NET-Framework aufbaut. VB steht hierbei für Visual Basic und bezeichnet die verwendete Programmiersprache. Hersteller: ©Microsoft Umgebung: Visual Studio [®] Ultimate 2012

1 Einleitung

1.1 Allgemeines

Die Luft- und Raumfahrtindustrie stellt innerhalb des verarbeitenden Gewerbes in Deutschland einen eher kleinen Industriezweig dar. Aufgrund der hier sehr langen Entwicklungszeiten und hohen Sicherheitsanforderungen ist die Forschung in frühen Stadien¹ neuer Technologien von zentraler Bedeutung für die Branche. Vor diesem Hintergrund gilt dieser Wirtschaftszweig trotz der geringen Größe als einer der Innovations- und Technologietreiber in Deutschland. (REINECKE & SCHMERER 2018; MÜLLER-WIESNER 2010)

Ökonomische² und ökologische³ Anforderungen stellen die Branche insbesondere beim Thema „Leichtbau der Primärstrukturen“⁴ vor technologische Herausforderungen (HINSCH & OLTHOFF 2013, S. 160). Gleichzeitig findet eine starke Prägung der Leichtbauprinzipien durch die Entwicklungen aus der Luftfahrttechnik statt (KLEIN 2011, S. 1). Ein Beispiel hierfür ist das Prinzip des Konzeptleichtbaus, das zu einer Substitution von Niet-, Schraub- und Schweißverbindungen an Strukturkomponenten (Differenzialbauweise) durch sogenannte Integralbauteile geführt hat. In vielen Fällen handelt es sich bei Integralbauteilen um dünnwandige metallische Strukturen, die mittels Fräsoperationen aus einem Vollmaterial mit Zerspanungsgraden von über 95% herausgearbeitet werden (LAW et al. 1999; SMITH et al. 2007; SCIPPA et al. 2014). Exemplarisch ist die Bearbeitung eines solchen Bauteils in Abbildung 1.1 dargestellt.

Bei der Fräsbearbeitung von solchen dünnwandigen Werkstücke treten aufgrund der wirkenden Zerspankräfte und der Prozesswärme Deformationen der

¹ Die verschiedenen Stadien einer Technologie lassen sich in Form des sogenannten *Technology Readiness Level* (TRL, deutsch: Reifegradstufe) ausdrücken. Die Stufen des TRL sind in der DIN ISO 16290 (2014) definiert.

² erhöhter Treibstoffverbrauch durch überschüssige Masseanteile der Flugzeugstruktur; steigende Treibstoffkosten

³ CO₂-Emissionen aufgrund von erhöhtem Treibstoffverbrauch

⁴ tragende Strukturkomponenten des Flugzeugs (im Wesentlichen die Rumpfkonstruktion) (ROSSOW et al. 2014, S. 438)

1 Einleitung

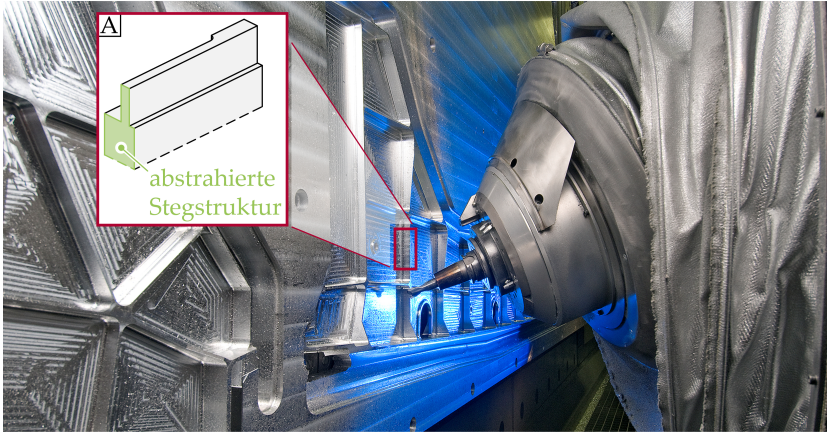


Abbildung 1.1: Fräsbearbeitung einer dünnwandigen Flugzeug-Strukturkomponente (Integralbauteil) (Bildquelle: AEROTEC (2016))

Werkstückstruktur auf, die sich wiederum als Maß-, Form- oder Lageabweichungen bzw. -fehler (im Fall von Toleranzverletzungen) manifestieren. Da es dem Prinzip eines konsequenten Leichtbaus⁵ widerspricht, derartige Abweichungen in der konstruktiven Auslegung zu tolerieren, ist es eine vorrangige Aufgabe, diese zu minimieren. Das setzt die Kenntnis der durch den Prozess hervorgerufenen Deformationen voraus. Mit dem Einsatz eines digitalen Zwillings⁶ der Fräsbearbeitung kann die mechanische und thermische Wirkung des Prozesses auf die Werkstückstruktur präzisiert und somit Kenntnis über die Abweichungen erworben werden (DEL SOL et al. 2019). Aufbauend auf einer solchen Prädiktion sind Reduktions- und Kompensationsmaßnahmen ableitbar. Das im Folgenden erörterte Thema wird somit dem Fertigungsleichtbau zugeordnet.

⁵ Das Ziel des Leichtbaus ist es, die Bauteilmasse zu minimieren, ohne hierbei die Funktion, die Sicherheit oder die Langlebigkeit des Bauteils im Betrieb zu beeinträchtigen (KLEIN 2011, S. 1 ff.).

⁶ Hinter dem Begriff des digitalen Zwillings verbirgt sich im vorliegenden Fall die virtuelle Repräsentanz eines realen Prozesses. Als Teil des virtuellen Engineerings kann mit einem solchen digitalen Modell die Planung des Prozesses virtuell vorgenommen und deren Ergebnis optimiert werden (ABELE & REINHART 2011, S. 234).

In der vorliegenden Arbeit steht der Wärmeeintrag in die Werkstückstruktur im Fokus, da dessen Einfluss – im Gegensatz zu dem der Zerspankräfte – in der Literatur bisher wenig beschrieben ist. Dennoch wird der Temperatur und dem Wärmeeintrag ein großer Einfluss auf das Fertigungsergebnis zugeschrieben (LAZOGLU & ALTINTAŞ 2002, S. 1011; LIN et al. 2013, S. 72).

Üblicherweise wird der Wärmestrom in das Werkstück durch Lösung des sogenannten *Inverse Heat Conduction Problem* (*IHCP*, deutsch: Inverses Wärmeleitungsproblem) identifiziert. Derartige Ansätze sehen die Messung von Temperaturen an prozessnahen Stellen vor und ermöglichen, auf Basis eines Modells der Wärmeleitungsvorgänge durch Invertierung (invers) auf die ursprüngliche Wärmequelle zu schließen. Das *IHCP* unterliegt gewissen Einschränkungen, die maßgeblich auf den Abstand zwischen Messpunkt und Wirkstelle zurückzuführen sind. Insbesondere für Fräsprozesse, die aufgrund der rotierenden und wandernden Schneide schlecht zugänglich für Temperaturmessungen sind, trifft dies zu. Die Aufgabe dieser Arbeit wird es deshalb sein, ein neuartiges Verfahren zu entwickeln, das die thermisch bedingte Deformation der Werkstückstruktur nutzt, um auf die am Werkstück wirkende Wärmequelle zu schließen. Der thermisch bedingten Deformation liegt das gesamte im Werkstückkontinuum vorliegende Temperaturfeld zugrunde und die Reaktion hierauf in Form einer Wärmedehnung erfolgt unmittelbar. Deshalb verspricht das neue Verfahren, in dieser Dissertation unter dem Begriff *Inverse Heat Expansion Problem* (*IHEP*, deutsch: Inverses Wärmeexpansionsproblem) eingeführt, besser zur Identifikation der Wärmequelle geeignet zu sein als das *IHCP*. Voraussetzung hierfür ist, dass eine isolierte Erfassung der thermisch bedingten Deformationen vorgenommen werden kann. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird der Anteil des in das Werkstück übergehenden Wärmeanteils mit dem Wärmeaufteilungskoeffizienten B bezeichnet und mit $1 - B$ dementsprechend der Wärmeanteil, der in den Span und das Werkzeug übergeht (LUCESI & COELHO 2012, S. 64). Das zentrale Ziel dieser Arbeit ist die Ermittlung des Wärmeaufteilungskoeffizienten B .

Ist der Wärmeeintrag in das Werkstück mithilfe des *IHEP* identifiziert, wird es ermöglicht, hierdurch hervorgerufene Maß-, Form- und Lageabweichungen bereits vor dem Bearbeitungsprozess zu quantifizieren und Reduktions- oder Kompensationsmaßnahmen abzuleiten. Mehrkosten aus nachgelagerten Finish-Prozessschritten oder Ausschusskosten für Erprobungsteile können so vermieden werden. Bestehen bleibt der Aufwand der Simulation, der sich aber auf alle mehrmals zu fertigenden Bauteile umlegen lässt.

1.2 Eingrenzung des Betrachtungsrahmens

Wie im vorhergehenden Abschnitt 1.1 ausgeführt, stehen im Fokus dieser Arbeit die Entwicklung einer Methodik zur Identifikation des in das Werkstück übergehenden Wärmeanteils (Wärmeaufteilungskoeffizient B) in Abhängigkeit der Prozessgrößen sowie mit dem *IHEP* ein neuartiges Verfahren zu dessen Bestimmung. Ein potenzieller Anwendungsbereich ist die spanende Bearbeitung von Flugzeug-Strukturkomponenten, wie beispielsweise Spanten (BESTE 2015) oder Fahrwerkträger (SANDVIK 2022) aus Titanlegierungen (z. B. Ti-6Al-4V). SANDVIK (2022) nennt unter anderem die Abdrängung von Werkzeug und Bauteil bei der spanenden Bearbeitung als eine der wesentlichen Herausforderungen. In Abbildung 1.1 ist mit *Detail A* ein Segment einer Strukturkomponente herausgehoben und schematisch abstrahiert. Dieses Segment zeigt den offensichtlich kritischsten Teil der Fräsbearbeitung: eine dünnwandige und weit auskragende Struktur – im weiteren Verlauf der Arbeit als *Steg* bezeichnet, die lediglich durch ihren Aufbau als Rahmen stabilisiert wird. Im Bereich der Stegmitte manifestiert sich die Strukturschwäche am stärksten in Form einer hohen statischen und dynamischen Nachgiebigkeit. Die Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit behandelten deshalb explizit das herausgehobene *dünnwandige auskragende Segment*. Im Folgenden wird von einem *stabilen*, d. h. ratterfreien *Fräsprozess*⁷ ausgegangen. Maßnahmen⁸ zur Erreichung dieses Zustands sind bereits Stand der Wissenschaft und Technik. Die endgültige Gestaltgebung der zu bearbeitenden Flächen wird durch die *Schlichtbearbeitung* erreicht. Somit wirkt sich der Fräsprozess erst zu diesem Zeitpunkt in Form einer Qualitätsbeeinflussung (Maß-, Form- und Lageabweichung bzw. -fehler) aus, sofern durch die vorhergehende Schruppbearbeitung gleichmäßige Eingriffsbedingungen sichergestellt werden konnten. Vor diesem Hintergrund wird im Rahmen dieser Arbeit ausschließlich der abschließende Schlichtprozess betrachtet. Zur Anwendung kommen für derartige Bearbeitungen meist *Umfangsstirnfräser*, so auch in der vorliegenden Arbeit. Weiterhin wird für die hier vorgenommenen Betrachtungen dem Trend zur *Trockenbearbeitung* gefolgt. Die Wärmeentstehungs- und Wärmeleitungsvorgänge im Zerspanungsprozess können so isoliert ohne die Kühl- und Schmierwirkung des *Kühlschmierstoffs* (KSS) untersucht werden. Zusätzlich ermöglicht die Trockenbearbeitung die messtechnische Erfassung der Prozessauswirkungen, in diesem Fall der Deformationen, auf denen das *IHEP* basiert. Ein Einsatz von KSS würde den optischen Messstrahl unterbrechen und Messfehler verursachen.

⁷ Definition von stabilem und instabilem Prozessverhalten nach BRECHER & WECK (2017, S. 631 ff.)

⁸ bspw.: *Spindle Speed Selection* (SSS, deutsch: Spindeldrehzahlselektion) und *Spindle Speed Variation* (SSV, deutsch: Spindeldrehzahlvariation) – Erläuterung und Anwendung in RÖSCH (2014)

1.3 Aufbau der weiteren Kapitel

Die nachstehenden Ausführungen sollen eine Übersicht über den Aufbau und das Zusammenwirken der weiteren Kapitel dieser Arbeit geben. Inhaltlich verfolgt der Aufbau das im vorhergehenden Abschnitt 1.2 formulierte zentrale Ziel, den Wärmeaufteilungskoeffizienten B für einen Fräsprozess (Einschränkungen aus Abschnitt 1.2) innerhalb eines definierten Werte-Raums der Prozessgrößen einer einfachen und zuverlässigen Bestimmung zugänglich zu machen. Dazu ist die Arbeit wie folgt aufgebaut:

Kapitel 2 Das Kapitel 2 fasst die erforderlichen *Grundlagen* und den *Stand der Wissenschaften* in vier Themenabschnitten zusammen. Der Abschnitt 2.2 behandelt den zum Einsatz gebrachten Fräsprozess sowie die hierbei wirkenden thermischen Mechanismen und deren Auswirkungen an Werkstück und Werkzeug in theoretischer Form. Im Abschnitt 2.3 werden unterschiedliche Modellierungsansätze mit ihren individuellen Stärken und Schwächen anhand von Anwendungsbeispielen aus der Zerspanung beschrieben. Hiermit wird die Grundlage für die im weiteren Verlauf dieser Arbeit zu treffende Auswahl eines Modellierungsansatzes geschaffen. Weiter werden im Abschnitt 2.4 Aspekte zur Modellkalibrierung bzw. -validierung erläutert und Anforderungen an das Messverfahren festgelegt. Abschließend werden mit dem Abschnitt 2.5 Ansätze zur Verringerung der Prozessauswirkungen aus der Literatur aufgegriffen und so ein Ausblick auf Maßnahmen gegeben, in die die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit einfließen könnten.

Kapitel 3 Mit dem Kapitel *Handlungsbedarfe und Zielsetzung* werden die in Kapitel 2 identifizierten Handlungsbedarfe zusammengefasst und eine Zielsetzung für diese Arbeit abgeleitet. Das übergeordnete Bestreben ist es, ein Modell des Wärmeaufteilungskoeffizienten B in Abhängigkeit mehrerer Prozessgrößen zu entwickeln. Diese formulierte Zielsetzung beinhaltet zwei Teilziele: die Definition eines zum *IHCP* alternativen inversen Lösungsansatzes der Wärmequelle (Problemstellung in Abschnitt 1.1 angedeutet) und die Entwicklung einer Methodik zur systematischen Identifikation des Wärmeaufteilungskoeffizienten B .

1 Einleitung

- Kapitel 4 Mit Kapitel 4, der *Arbeitshypothese*, wird das erste Teilziel, einen zum *IHCP* alternativen inversen Lösungsansatz zu identifizieren, thematisiert. Die zu Beginn des Kapitels aufgestellte *Arbeitshypothese* (Abschnitt 4.1) besagt, dass der auf Deformationen basierende Ansatz des *IHEP* die zuverlässigere Identifikation einer Wärmequelle ermöglicht als das *IHCP*. Anhand des Modells eines abstrahierten Fräsprozesses (Definition in Abschnitt 4.2) wird durch Simulation der Vorteil des *IHEP* gegenüber dem *IHCP* herausgearbeitet und darauf basierend die aufgestellte *Arbeitshypothese* bestätigt bzw. plausibilisiert (Abschnitt 4.3). Das *IHEP* bildet die Basis für die im weiteren Verlauf der Arbeit zu entwickelnde Methodik (Kapitel 5) und die darin beinhalteten Methoden (Kapitel 6 bis 8).
- Kapitel 5 Das Kapitel der *Methodik zur Identifikation des Wärmeaufteilungskoeffizienten* beschreibt die übergeordnete Vorgehensweise zur systematischen Identifikation des Wärmeaufteilungskoeffizienten B . In einem Übersichtsabschnitt (Abschnitt 5.1) wird das Zusammenwirken der weiteren Kapitel 6, 7, 8 und 9 (Methodenbausteine) aufbauend auf der dieser Arbeit zugrundeliegenden *Arbeitshypothese* (Kapitel 4) aufgezeigt. Mit den Abschnitten 5.2.1, 5.2.2 und 5.2.3 werden der Inhalt und der Ablauf der einzelnen Methoden erläutert. Abschließend werden im Abschnitt 5.3 (*Versuchsbedingungen*) die in Abschnitt 1.2 festgelegten Eingrenzungen des Betrachtungsrahmens in Form von Prozessgrößen und -definitionen konkretisiert.
- Kapitel 6 Die *empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen* wird in Kapitel 6 beschrieben. Das Kapitel 6 umfasst eine Systematik zur messtechnischen Erfassung prozessbedingter Deformationen am Werkstück (Abschnitt 6.2) sowie einen Algorithmus zur Trennung der Messsignale in einen thermisch und einen mechanisch bedingten Anteil (Abschnitt 6.3).

-
- Kapitel 7 Im Kapitel 7 wird die *Simulation thermisch bedingter Deformationen* erläutert. Zu Beginn werden die Anforderungen formuliert, die sich aus der Methodik an Modell und Simulation ergeben (Abschnitt 7.2). Darauf aufbauend behandelt Abschnitt 7.3 die Auswahl einer Modellform und den Aufbau dieses Modells. In der vorliegenden Arbeit wird eine hybride Form, bestehend aus einem numerischen Modell der Werkstückstruktur und einem semi-analytischen Prozessmodell, genutzt. Die Ablaufstruktur, die herangezogene Umsetzungsumgebung sowie die Simulation selbst dokumentiert Abschnitt 7.4. In der Simulation dazu wurde neben den Prozessgrößen (analog zu Kapitel 6) auch der Wärmeaufteilungskoeffizient B als unbekannte Größe variiert.
- Kapitel 8 Das Kapitel zur *Lösung des inversen Wärmeexpansionsproblems* zeigt auf, wie aus den empirisch und simulativ ermittelten thermisch bedingten Deformationen der Wärmeaufteilungskoeffizient B identifiziert werden kann. Das Kapitel beschreibt damit den Ansatz des *IHEP* im konkreten Anwendungsfall. Nach der Erstellung der Ersatzmodelle (Abschnitt 8.2) erfolgt die eigentliche Lösung des *IHEP* nach dem in Abschnitt 8.3 erläuterten Vorgehen. Dieses wird mit Abschnitt 8.4 anhand eines einzelnen Referenzversuchs veranschaulicht.
- Kapitel 9 In den vorhergehenden Kapiteln zu den einzelnen Methoden (Kapitel 6 bis 8) wird das Vorgehen jeweils anhand repräsentativer Beispiele veranschaulicht. Im Kapitel zur *Anwendung und Bewertung der Methodik zur Identifikation des Wärmeaufteilungskoeffizienten* findet eine Ausweitung auf den gesamten in Kapitel 5 definierte Werte-Raum der Prozessgrößen statt. Anhand der für den Werte-Raum der Prozessgrößen bestimmten thermisch bedingten Deformationen werden zunächst Ersatzmodelle vorgestellt, aus denen nach Kapitel 8 der Wärmeaufteilungskoeffizient B in Abhängigkeit der Prozessgrößen bestimmt wird (Abschnitt 9.2). Das in Kapitel 3 formulierte übergeordnete Ziel dieser Arbeit wird somit erreicht. Die Modellgüte sowie die Gültigkeit der getroffenen Modellierungsansätze wird anschließend in Abschnitt 9.3 bewertet. Am Ende des Kapitels findet zur Plausibilisierung der Ergebnisse eine Gegenüberstellung mit gemäß dem Stand der Wissenschaft bereits bekannten Wärmeaufteilungskoeffizienten statt (Abschnitt 9.4).

1 Einleitung

Hinweis

Im Rahmen dieser Arbeit wird im Kontext der Simulation der Begriff der thermisch bedingten Deformation eingesetzt, wenngleich es sich hier um eine Knotenverschiebung handelt. Dies dient der besseren Lesbarkeit, weil die empirisch ermittelten thermisch bedingten Deformationen direkt den simulativ erhobenen Knotenverschiebungen gegenübergestellt werden.

2 Grundlagen und Stand der Wissenschaft

2.1 Allgemeines

In der *Einleitung* (Kapitel 1) wurde das Problem prozessbedingter thermischer Deformationen bei der Fräsbearbeitung dünnwandiger Werkstücke am Beispiel einer Strukturkomponente aus der Luftfahrttechnik (Abbildung 1.1, *Detail A*) erläutert. Um die zugrundeliegenden Mechanismen und deren Auswirkungen auf das Werkstück zu verdeutlichen, werden diese anhand von Literaturquellen in Abschnitt 2.2 erläutert. Auch die Notwendigkeit einer virtuellen Beschreibung dieser Mechanismen, im Speziellen des Wärmeeintrags in und dessen Auswirkungen auf die Werkstückstruktur, wurde in der *Einleitung* formuliert. Die unterschiedlichen Möglichkeiten einer virtuellen Beschreibung werden mit ihren individuellen Stärken und Schwächen in Abschnitt 2.3 beschrieben. Letztlich dient die Modellierung dazu, die Auswirkungen des Fräsprozesses vor dem eigentlichen Zerspanungsvorgang zu präzisieren und vorab Maßnahmen zur Verringerung der Auswirkungen zu ergreifen. Einen Ausblick auf solche Reduktions- und Kompensationsmaßnahmen gibt Abschnitt 2.5.

2.2 Fräsprozess

2.2.1 Charakterisierung

Der Bearbeitungsprozess *Fräsen* ist nach DIN 8580 (2003) in die Hauptgruppe der trennenden Fertigungsverfahren (Hauptgruppe 3) mit geometrisch bestimmter Schneide (Gruppe 2) eingeordnet. Fräsprozesse im Allgemeinen sind in der Untergruppe 3 aufgeführt. Eine detaillierte Untergliederung nimmt die DIN 8589-3 (2003) vor. Entsprechend dieser ist der im Rahmen dieser Arbeit untersuchte Prozess in die Gruppe des Formfräsens, konkret des Freiformfräsens, eingeordnet. Als wirtschaftlich besonders bedeutendes Verfahren aus dieser Gruppe heben HEISEL et al. (2014, S. 402) das sogenannte Schafffräsen mit Umfangsstirnfräsern hervor. Wie der Name des Werkzeugs indiziert, sieht das Verfahren sowohl eine Bearbeitung mit den am Umfang als auch mit den

2 Grundlagen und Stand der Wissenschaft

stirnseitig angeordneten Schneiden vor (Abbildung 2.1, *rechts*). Für den untersuchten Prozess (Abbildung 2.1, *links*) fungieren die Umfangsschneiden als Hauptschneiden und die Stirnschneiden als Nebenschneiden.

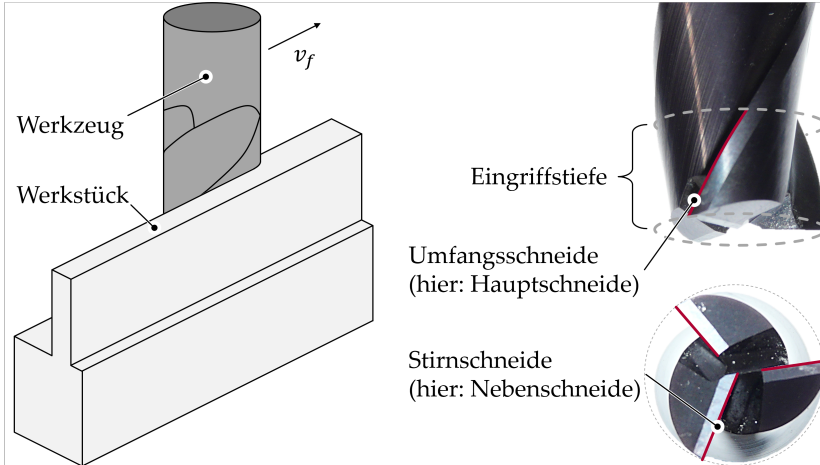


Abbildung 2.1: Schematische Darstellung eines Umfangsstirn-Fräsprozesses (links) und Kennzeichnung der Umfangs- und Stirnschneiden an einem Schaftfräswerkzeug (rechts)

Diese Beschreibung stellt den Prozess allerdings in einer idealisierten Form dar. Zum einen sind es strukturmechanische Effekte des Werkzeugs, der Maschine und des Werkstücks und zum anderen steuerungsseitige Einflüsse, die zu einer Abweichung von diesem Idealprozess führen können (PULS et al. 2011, S. 662; JOLIET et al. 2013, S. 403; WEINERT & LOICHINGER 2002, S. 259; NING et al. 2003, S. 332; DÉPINCÉ & HASCOËT 2006b, S. 945; LAW et al. 1999, S. 238). Mögliche Ursachen für strukturmechanische Effekte sind dabei

- die endliche statische und dynamische Steifigkeit der Strukturkomponenten,
- aus dem Wärmeeintrag resultierende Dehnungen,
- der initiale Spannungszustand des Werkstücks⁹ und
- fremdinduzierte Spannungszustände des Werkstücks¹⁰.

Als Beispiele für steuerungsseitige Abweichungen lassen sich

⁹ z. B. Spannungen aus dem Urformprozess oder anderen vorgelagerten Bearbeitungsschritten

¹⁰ z. B. durch die Einspannung des Werkstücks

-
- Ungenauigkeiten der NC¹¹-Programme¹² oder
 - Schleppfehler aus der Antriebsregelung

anführen. In der Regel resultieren aus den beschriebenen Gegebenheiten Maß-, Form- und Lageabweichungen am Werkstück (DIN 4760 1982), die in der CAD¹³-CAM¹⁴-Planung des Prozesses nicht oder nur anteilig berücksichtigt werden (CHO & SEO 2002, S. 2159). Der Einfluss auf das Fertigungsergebnis unterscheidet sich je nach Anwendungsfall. So führen PULS et al. (2011, S. 662) die prozessbedingte thermomechanische Belastung auf eine dünnwandige Struktur in Verbindung mit dem Spannsystem als Haupteinflussgröße für Toleranzverletzungen an. Auch JOLIET et al. (2013, S. 403) ziehen die thermomechanischen Belastungen als Haupteinflussgröße heran, dies jedoch unter der Randbedingung einer Bearbeitung ohne Zugabe von KSS. In dem von DÉPINCÉ & HASCOËT (2006b, S. 945) genannten Fall sind Deformationen des Werkzeugs für die Toleranzverletzungen des Fertigungsergebnisses verantwortlich. Betrachtet wird in dieser Untersuchung ein geringes Durchmesser-Längen-Verhältnis des Werkzeugs. Speziell für die Bearbeitung dünnwandiger Komponenten aus der Luftfahrttechnik beschreiben NING et al. (2003, S. 332), dass diese besonders dem Einfluss von Zerspankräften unterliegen. Die gefertigten Komponenten sind dabei bezüglich ihrer Kontur auf der Oberseite dünner und am Grund dicker.

Wie die vorher genannten Beispiele zeigen, gibt es keinen einzelnen Haupteinflussfaktor auf das Fertigungsergebnis, vielmehr hängt dieses mit den individuellen Fertigungsbedingungen und -anforderungen zusammen. Die zugrundeliegenden Wirkmechanismen sowie deren Effekte auf die Werkstückstruktur, das Werkzeug, die Werkzeugmaschine, die Aufspannung und damit letztlich auf das Fertigungsergebnis werden in den folgende Abschnitten 2.2.2 und 2.2.3 beleuchtet.

¹¹ *Numerical Control (NC, deutsch: Numerische Steuerung)*

¹² z. B. aus der Diskretisierung im Post-Processing der CAD-CAM-Anwendung oder der Bahninterpolation

¹³ *Computer-Aided-Design (CAD, deutsch: rechnergestütztes Konstruieren)*

¹⁴ *Computer-Aided-Manufacturing (CAM, deutsch: rechnergestützte Fertigung)*

2.2.2 Thermische Wirkmechanismen

Um den im jeweiligen Anwendungsfall spezifischen Haupteinfluss auszumachen, ist eine tiefergehende Analyse der im Zerspanungsprozess vorherrschenden Wirkmechanismen erforderlich. Im Grunde sind diese bekannt: die Prozesskräfte und die Prozesswärme. Im Folgenden wird auf die Wärmeentstehung und die daraus resultierende Wärmeverteilung eingegangen, weil diese beiden Aspekte im Gegensatz zu den Zerspankräften weitaus weniger intensiv untersucht wurden (DOGU et al. 2006, S. 1; LE COZ et al. 2012, S. 435; LAZOGLU & ALTINTAŞ 2002, S. 1013; LIN et al. 2013, S. 71).

Bereits THOMPSON (1798) stellte bei der Bohrbearbeitung von Kanonenrohren fest, dass sich das zu bearbeitende Bronzematerial durch den Prozess in kurzer Zeit deutlich erwärmte. Durch zahlreiche Zerspanungsexperimente kam er zu der Erkenntnis, dass die Wärmeentwicklung aus der Reibung zwischen dem Bohrwerkzeug und dem Werkstück resultiert (THOMPSON 1798, S. 98). Über die rein verbale Beschreibung der Wärme hinaus quantifizierte er diese auch und entwickelte mechanische¹⁵ und thermische¹⁶ Beschreibungen seiner Beobachtungen (THOMPSON 1798, S. 95). Die Zerspanungsexperimente von THOMPSON (1798) griff JOULE (1850) auf und bestimmte aus der mechanischen Arbeit und der dokumentierten Erwärmung von Wasser ein mechanisches Energieäquivalent. Weiterhin folgerte er aus einer eigenen, sehr umfassenden Versuchsreihe, dass die Energiemenge, die durch die Reibung zwischen zwei Körpern hervorgerufen wird, proportional zur Höhe der aufgebrachten Kräfte ist (JOULE 1850, S. 82).

Mittlerweile ist bekannt, dass mechanische Energie nicht ausschließlich durch Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück in Wärmeenergie umgewandelt wird, sondern auch durch innere Reibung aufgrund von Trenn- und Schervorgängen im Bereich des Spanbildungsvorgangs. Darüber hinaus geht ein Teil der mechanischen Energie in der Formänderung des Werkstücks auf sowie in kinetische Energie für den Spanflug über. Die Literatur geht dennoch näherungsweise von einem vollständigen Übergang der mechanischen Energie in Wärme aus (KÖNIG 2008, S. 65; BARRIOS et al. 2014, S. 108; CARVALHO et al. 2006, S. 97; GRZESIK 2006, S. 653; LUCHESI & COELHO 2012, S. 64; ABUKHSHIM

¹⁵ Den mechanischen Aufwand der Bohrbearbeitung beschrieb THOMPSON (1798) mit der Anzahl an Pferden, die für den Antrieb des Bohrers erforderlich waren.

¹⁶ Mit überschüssigen, durch den Prozess erwärmten Teilen des Werkstücks erwärmte THOMPSON (1798) ein Wasserbad und erfasste dessen Temperaturänderung über die Zeit. Als thermisches Äquivalent gab er die Menge an Kerzen an, welche erforderlich war, um die gleiche Menge an Wasser auf eben die gleiche Temperatur zu erwärmen.

et al. 2006, S. 783; KARPAT & ÖZEL 2006a, S. 436; LE COZ et al. 2012, S. 434; DOGU et al. 2006, S. 1; SCHINDLER et al. 2013, S. 39; LIN et al. 2013, S. 74). Diesem Näherungsansatz folgen auch die weiteren Untersuchungen der vorliegenden Arbeit.

Um die Wärme nicht nur in ihrer Dimension, sondern auch in ihrer Ausprägung und Verteilung beschreiben zu können, wird auf den Ansatz von WARNECKE (1974) zurückgegriffen. Dieser geht auf das Prozessgebiet im Detail ein und nimmt nicht nur eine globale, rein energetische Betrachtung des Prozesses vor, sondern teilt die unmittelbare Prozesszone (Spanbildungszone) in fünf Wirkbereiche auf, innerhalb derer er die lokalen Wirkmechanismen darlegt. Dieser Ansatz wird mit leichten Variationen auch von anderen Autoren, wie beispielsweise SCHULZE et al. (2009, S. 281), ABUKHSHIM et al. (2006, S. 784), KARPAT & ÖZEL (2006b, S. 447) und LIN et al. (2013, S. 74), verfolgt. Daraus lässt sich auf eine allgemeine Akzeptanz des Beschreibungsansatzes schließen.

In Abbildung 2.2 ist die Spanbildungszone als *Detail A* hervorgehoben. Die Abbildung selbst visualisiert den in dieser Arbeit untersuchten Prozess in schematischer Form. Die fünf Wärmeentstehungsbereiche (Abbildung 2.2, *Bereich 1* bis *Bereich 5*) repräsentieren laut WARNECKE (1974, S. 2) Wärmequellen, die aus Verformungs- und Trennvorgängen resultieren. Gegliedert werden die fünf Bereiche nach WARNECKE (1974) in eine primäre und eine sekundäre Prozesszone. Die Literatur weist in manchen Fällen noch eine sogenannte tertiäre Prozesszone aus (LAZOGLU et al. 2008, S. 3). Der hiermit bezeichnete Bereich findet sich in WARNECKE (1974, S. 2) als *Bereich 4* wieder. Im Folgenden sind die Vorgänge innerhalb der Prozesszonen in Anlehnung an WARNECKE (1974, S. 2) im Detail beschrieben.

Primäre Prozesszone (Abbildung 2.2, *Bereich 1* und *Bereich 5*)

Mit der primären Prozesszone wird der eigentliche Bereich der Spanentstehung bezeichnet. Sie umfasst *Bereich 1* und *Bereich 5* der Darstellung 2.2. *Bereich 1* umschließt hierbei das unmittelbar um die Scherebene (s. Abbildung 2.2) liegende Gebiet und ist durch Deformations- und Schervorgänge und damit durch innere Reibung im Werkstückmaterial gekennzeichnet. Aufgrund der starken Deformationen repräsentiert *Bereich 1* für Zerspanungsvorgänge in der Regel die bedeutendste Wärmequelle. Die Wärmeströme fließen hierbei in Richtung Werkzeug, Span und Werkstück ab. Der *Bereich 5* ist *Bereich 1* vorgelagert und wird auch als Verformungsvorlaufzone bezeichnet. Hierin wird durch die Abdrängungsbewegung des Werkzeugs das vorgelagerte Werkstückmaterial gestaucht und je nach Ausprägung des Zerspanungsprozesses auch plastisch verformt. Eingebraachte Verformungen verursachen dabei Spannungen im Werkstück. Auch in diesem Bereich

2 Grundlagen und Stand der Wissenschaft

führen innere Reibungsvorgänge zu einer Wärmeentwicklung, wenn auch in einem wesentlich geringeren Maße.

Sekundäre Prozesszone (Abbildung 2.2, *Bereich 2*, *Bereich 3* und *Bereich 4*)

Die sekundäre Prozesszone beschreibt die Bereiche um die Kontaktflächen zwischen der Schneide und dem Werkstoff an der Spanfläche (*Bereich 2*), der Freifläche (*Bereich 4*) und unmittelbar an der Schneidkante (*Bereich 3*). An der Span- und der Freifläche ist maßgeblich Festkörperreibung für Wärmeentstehung ursächlich. Der *Bereich 3* umfasst das Gebiet, in dem die eigentliche Trennung des Werkstoffs stattfindet. Aufgrund der Geometrie der Schneide (Schneidkantenverrundung), die eine Art Stauzone für das fließende Material darstellt, ist *Bereich 3* von starken Verformungs- sowie Trennvorgängen geprägt.

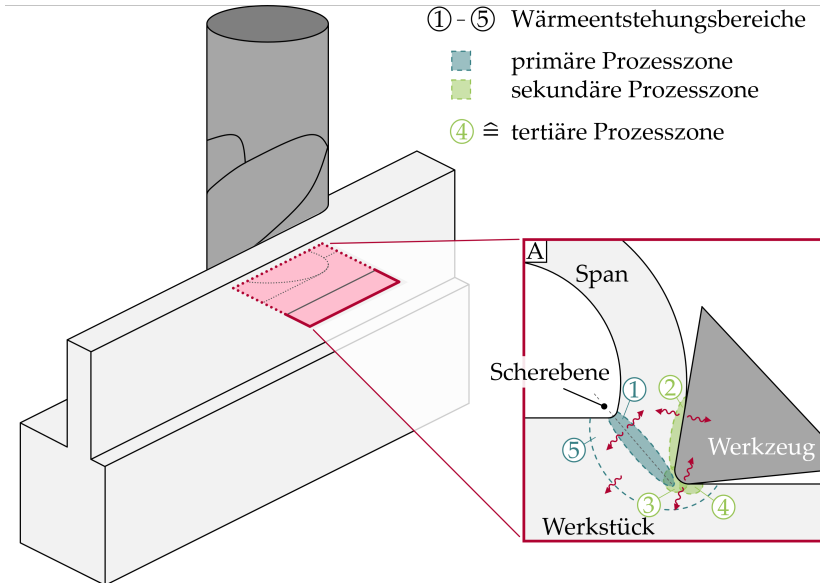


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung der Fräsbearbeitung an einer dünnwandigen Werkstückstruktur; Detail A zeigt die Prozesszone (Spanbildung) mit den Wärmeentstehungsbereichen (Bereiche 1 bis 5) sowie deren Gruppierung in eine primäre und eine sekundäre Prozesszone (farbliche Differenzierung) in Anlehnung an WARNECKE (1974, S. 2)

Abbildung 2.2 deutet an, dass sich die beschriebenen Bereiche in der Nähe der Schneidkante überlappen. Eine trennscharfe Unterscheidung der Bereiche ist in der praktischen Anwendung nicht mehr möglich (SCHULZE et al. 2009, S. 281). WARNECKE (1974) betont jedoch, dass die Wärmemenge, die in das Werkstück gelangt, von der Position der einzelnen Wärmeentstehungsbereiche¹⁷ und den Prozessgrößen abhängt. Abhängig von den individuellen Fertigungsbedingungen stellt sich die Wärmeaufteilung in der Praxis sehr unterschiedlich dar. So greifen ABUKHSHIM et al. (2006, S. 784) mit TAY et al. (1974) und TRENT & WRIGHT (2000) zwei Literaturquellen auf und dokumentieren zusammenfassend, dass 20 bis 35 % der gesamten entstehenden Prozesswärme der primären Prozesszone zuzuschreiben sind. Die Autoren gehen bei der Angabe der Aufteilung von einem kontinuierlichen Span, einem abriebfesten Material und mittleren Schnittgeschwindigkeiten aus. Dagegen schreiben SÖLTER & GULPAK (2012, S. 87) (nach KRONENBERG (1966)), ohne den Prozess genauer zu spezifizieren, der primären Prozesszone einen Anteil von 80 % der gesamten entstehenden Prozesswärme zu, 18 % der sekundären Prozesszone und 2 % der tertiären Prozesszone. LUCHESI & COELHO (2012, S. 64) fassen aus einer experimentellen Studie von VERNAZA-PEÑA et al. (2002) zusammen, dass bei der Bearbeitung von Aluminiumlegierungen für einen orthogonalen Schnitt 17 % der Wärme aus der *primären Prozesszone* in das Werkstück übergehen. Der restliche Anteil der Wärme wird aufgrund der räumlichen Lage der primären Prozesszone mit dem Span abgeführt. Für geringe Zerspanungsvolumina erhöht sich dieses Verhältnis auf bis zu 50 %. ABUKHSHIM et al. (2006, S. 784) beschreiben, ohne den Prozess näher zu spezifizieren, dass sich die Aufteilung der Wärmeströme durch die Prozessgrößen beeinflussen lässt. Der Reibung zwischen Span und Werkzeug (Abbildung 2.2, *Bereich 2*) in der *sekundären Prozesszone* schreiben LIN et al. (2013, S. 74) und SHAW (2005, S. 215) allgemein wenig Einfluss auf die Temperatur des Werkstücks zu. Der Großteil der dort entstehenden Wärme geht laut ihren Darstellungen in den Span und das Werkzeug über. ABUKHSHIM et al. (2006, S. 784) sehen den Verschleiß an der Freifläche des Werkzeugs und damit die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück als maßgebliche Ursache für die Wärmeströme aus *Bereich 4* an, die sich für einen orthogonalen Schnitt in einem Kupferwerkstoff zu gleichen Teilen in Werkstück und Werkzeug aufteilen (Simulation und experimentelle Untersuchungen hierzu wurden in MORIWAKI et al. (1993) veröffentlicht).

Die Unterschiede der prozentualen Wärmeaufteilung in den vorhergehend aufgeführten Quellen resultieren daraus, dass es sich bei den einzelnen Betrachtungen um unterschiedliche Konstellationen aus Werkzeuggeometrie, Prozess-

¹⁷ Die Positionen der einzelnen Wärmeentstehungsbereiche werden durch die Makrogeometrie der Werkzeugschneide sowie die eingesetzte Prozesstechnologie definiert.

größen und Materialeigenschaften (Werkstück und Werkzeug) handelt. Generell stellen LUCHESI & COELHO (2012, S. 64) fest, dass über die prozentuale Aufteilung der Wärmeströme in Werkstück, Werkzeug und Span wenig bekannt ist. Aus den vorherigen Ausführungen kann diese Aussage dahingehend ergänzt werden, dass für explizite Prozesse zwar durchaus Erkenntnisse vorliegen, jedoch keine generelle Übertragung auf andere Prozessbedingungen möglich ist.

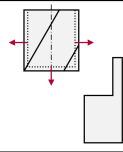
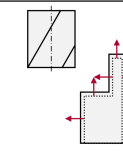
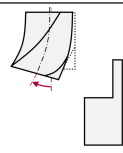
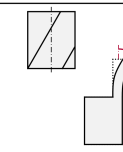
Die Wärmeströme in Werkstück, Werkzeug und Span bewirken in der jeweiligen Komponente ein transientes räumliches Temperaturfeld, das Einfluss auf die Standzeit des Werkzeugs, die Zerspankräfte sowie die Merkmale der finalen Werkstückgestalt (Maß, Form und Lage) nimmt (DOGU et al. 2006, S. 1).

Mit den einzelnen Wärmeentstehungsbereichen sind die Quellen für die Entstehung der Prozesswärme beschrieben. Aufgrund der endlichen Steifigkeit von Werkstück und Werkzeug sowie von deren jeweiligem Wärmeausdehnungskoeffizienten kommt es zwangsläufig zu Deformationen dieser beiden Komponenten. Die Charakteristik hiervon wird im nachfolgenden Abschnitt 2.2.3 beschrieben.

2.2.3 Thermische Prozessauswirkungen

Analog zu den Wirkmechanismen (Abschnitt 2.2.2) können die prozessbedingten Deformationen grundsätzlich nach ihren jeweiligen Ursachen – den Prozesskräften (mechanisch bedingt) und dem Wärmeeintrag (thermisch bedingt) – unterschieden werden (SCHAAL et al. 2015, S. 26). Im Rahmen dieses Abschnitts (2.2.3) werden ausschließlich die thermisch bedingten Deformationen behandelt.

Die nachfolgende Schematisierung der thermischen Prozessauswirkungen in Abbildung 2.3 stellt die unmittelbar am Prozess beteiligten Komponenten in den Fokus: das Werkstück und das Werkzeug. Strukturen jenseits der Systemgrenzen von Werkzeug und Werkstück werden in dieser Betrachtung nur stark abstrahiert berücksichtigt, weil deren Einfluss auf das zu untersuchende Prozessgeschehen marginal ist. Als Ursache der Deformation wird ausschließlich der Bearbeitungsprozess betrachtet. Im Wesentlichen unterscheiden sich die vier in Abbildung 2.3 (*Detail A bis D*) dargestellten Schemata darin, dass Werkzeug oder Werkstück durch globale Ausdehnungseffekte im Gesamten quasi-starr verdrängt (Abbildung 2.3, *Detail A* und *B*) oder durch lokale Ausdehnungseffekte in sich deformiert (Abbildung 2.3, *Detail C* und *D*) werden.

Thermisch bedingtes Deformationsverhalten		A Globale Ausdehnungseffekte am Werkzeug Ursachen: Gleichmäßige Temperatur im Werkzeug
		B Globale Ausdehnungseffekte am Werkstück Ursachen: Gleichmäßige Temperatur im Werkstück
		C Lokale Ausdehnungseffekte am Werkzeug Ursachen: Ungleichmäßige Temperatur im Werkzeug
		D Lokale Ausdehnungseffekte am Werkstück Ursachen: Ungleichmäßige Temperatur im Werkstück

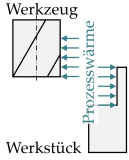


Abbildung 2.3: Schematische Darstellung des thermisch bedingten Deformationsverhaltens von Werkzeug und Werkstück sowie Beschreibung der Ursachen

Im Folgenden werden mögliche Formen der Prozessauswirkungen diskutiert. Die in Abbildung 2.2 dargestellten Prozesszonen sind hierfür analog zu SÖLTER & GULPAK (2012, S. 87) als Oberflächenwärmequellen am Werkstück und am Werkzeug abstrahiert, die an beiden Teilen zu inhomogenen Temperaturfeldern führen. Aufgrund des materialinhärenten Wärmeausdehnungskoeffizienten α resultieren Deformationen von Werkstück und Werkzeug (ABUKHSHIM et al. 2006, S. 782).

Globale Ausdehnungseffekte am Werkzeug (Abbildung 2.3, Detail A)

Unter globalen Ausdehnungseffekten am Werkzeug werden sich gleichmäßig über den gesamten Körper erstreckende axiale und radiale Längenänderungen verstanden. Diese Effekte kommen besonders bei langen Bearbeitungszeiten zum Tragen. Während des fortwährenden Wärmeeintrags erwärmt sich das Werkzeug so lange, bis ein stationärer Zustand aus Wärmezu- und -abfluss erreicht ist. Ab diesem Zeitpunkt kann auch das

im Werkzeug ausgebildete Temperaturfeld weitestgehend als stationär angenommen werden. Weil sich bei diesem Vorgang das gesamte Werkzeug erwärmt, expandiert es. In LAZOGLU & ALTINTAŞ (2002, S. 1011) wird angemerkt, dass bei Werkstoffen mit geringer Wärmeleitfähigkeit¹⁸ λ ein deutlich höherer Anteil der Prozesswärme in das Werkzeug fließt als bei höheren Wärmeleitfähigkeiten des Werkstückmaterials. TAKEUCHI et al. (1982, S. 19) schreiben dem Effekt der Werkzeugausdehnung bei der Drehbearbeitung einen der größten Einflüsse auf die Arbeitsgenauigkeit zu.

Globale Ausdehnungseffekte am Werkstück (Abbildung 2.3, Detail B)

Durch den Bearbeitungsprozess und die Ablagerung von heißen Spänen auf der Werkstückoberfläche (STEPHENSON & AGAPIOU 2016, S. 471; TAI et al. 2012, S. 1) erfolgt ein Wärmeeintrag in das Werkstück. Zwangsbedingungen aus der Einspannung des Werkstücks oder Umstände, die aus dem Zusammenhängen der bearbeiteten Teilstruktur mit dem Gesamtwerkstück entstehen, können dazu führen, dass sich die aus den Wärmeeinträgen resultierenden Dehnungen global in einer Gestaltänderung manifestieren. In Bezug auf die hier betrachtete Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück äußert sich eine solche Gestaltänderung so wie in *Detail B* der Abbildung 2.3 dargestellt. Unter Einfluss von KSS kann auch der gegenteilige Effekt einer Schrumpfung auftreten¹⁹. Weil jedoch die Trockenbearbeitung im Fokus dieser Arbeit steht, wird auf derartige Effekte nicht weiter eingegangen.

Lokale Ausdehnungseffekte am Werkzeug (Abbildung 2.3, Detail C)

Bei ungleich geteilten oder einschneidigen Werkzeugen kompensieren sich die lokalen Ausdehnungen an den Einzelschneiden aufgrund einer ungleichmäßigen Wärmeverteilung im Werkzeug nicht vollständig. Die Folge ist eine Biegung des Werkzeugs, die sich im Prozess ähnlich einer Exzentrizität auswirkt. Sie unterscheidet sich davon allerdings dahingehend, dass sich der Effekt erst mit fortschreitender Prozesszeit ausbildet. LUCHESI & COELHO (2012, S. 64) führen dazu aus, dass sich nach einer gewissen Prozesszeit ein stationärer Zustand der Wärmeströme und damit auch des für die Deformation ursächlichen Temperaturfelds einstellt. Diese Betrachtung stellt eine gewisse Vereinfachung gegenüber der Realität dar, weil ein Wärmefluss in das Werkzeug nur während des Schneideneingriffs stattfindet

¹⁸ z. B. Titan und Legierungen auf Nickelbasis (KLOCKE et al. 1996)

¹⁹ KSS-Temperatur unterhalb Umgebungs-/Werkstücktemperaturniveau; Kühlung durch Verdunstung oder ein Kühlmedium (kryogene Zerspanung)

und dazwischen jeweils von einer Abkühlung auszugehen ist. In der Literatur sind hierzu keine expliziten Beschreibungen vorhanden, was auf einen vernachlässigbaren Einfluss dieses Sachverhalts hindeutet.

Lokale Ausdehnungseffekte am Werkstück (Abbildung 2.3, Detail D)

Analog zu den lokalen Ausdehnungseffekten am Werkzeug kommt es aufgrund des Wärmeeintrags durch den Prozess auch zu einer lokalen Erwärmung des Werkstücks. Abhängig von der Gestalt des bearbeiteten Werkstücks führt das entstandene ungleichmäßige Temperaturfeld zu lokalen Deformationen. Hervorzuheben sind in diesem Zusammenhang Stegstrukturen, an denen durch den beschriebenen Effekt Biegungen auftreten. Eine genaue Deskription dieser lokalen Deformationseffekte ist in der Literatur für Fräsbearbeitungen nicht vorhanden. Bekannt ist jedoch, dass sich der Wärmeeintrag und daraus resultierende hohe Temperaturen auf eine sehr kleine Zone (Schneidzone) beschränken und dort sowohl das Werkzeug als auch das Werkstück beeinflussen (BARRIOS et al. 2014, S. 108; BIERMANN et al. 2011, S. 419; SHAW 2005, S. 213; ABUKHSHIM et al. 2006, S. 782). Insbesondere im Zusammenhang mit dem zunehmenden Einsatz von Trockenbearbeitungen²⁰ kommt der genannte Aspekt verstärkt zum Tragen (SCHULZE et al. 2010, S. 62; LIN et al. 2013, S. 73; DENKENA et al. 2013, S. 69). Ähnliche lokal ausgeprägte thermische Verzugsphänomene sind aus der Untersuchung von Schweißprozessen bekannt. Beispielsweise analysiert und kompensiert LANGHORST (2015) diese beim Laserstrahlschweißen.

In den Abschnitten 2.2.1 und 2.2.3 wurde ausgeführt, dass die Dominanz der jeweils beschriebenen Effekte stark vom individuellen Anwendungsfall und die Relevanz des Effekts für den Anwender von den Anforderungen an die Maß-, Form-, Lagegenauigkeit des Werkstücks abhängt. Um eine optimale Auslegung von Bearbeitungsprozessen erreichen zu können, ist in allen Fällen eine genaue Kenntnis über die zeitlich veränderliche thermische Belastung unabdingbar (BIERMANN et al. 2011, S. 419). Diese Anforderung und die Feststellung von KLOCKE et al. (2013, S. 240), dass eine genaue Prädiktion des Wärmeeintrags nicht Stand der Wissenschaft und Technik ist, führen zu folgendem Schluss: Im Feld der thermisch bedingten Deformationen und ihrer Ursachen besteht Forschungsbedarf.

²⁰ Eine geringere Kühlleistung der Zerspanungszone und höhere Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück führen zu höheren Wärmeeinträgen in Werkzeug, Werkstück und Span (SCHINDLER et al. 2013, S. 39).

2.3 Modellierungsansätze der Wirkmechanismen und der Prozessauswirkungen

2.3.1 Allgemeines

In der Literatur existiert eine Vielzahl von Modellen zur Beschreibung der Prozess-Struktur-Wechselwirkungen. Das Ziel ist in den meisten Fällen das gleiche: die Vermeidung von *trial-and-error*-Ansätzen zur Identifikation von optimalen Prozessgrößen oder Schneidengeometrien. Derartige Ansätze sind mit hohen Kosten und langen Vorbereitungszeiten bis zum eigentlich wertschöpfenden Prozess verbunden (AFRASIABI et al. 2021b, S. 1; WAN et al. 2008, S. 122; ÖZEL & ALTAN 2000, S. 713; ARRAZOLA et al. 2013, S. 696). Insgesamt soll mithilfe von Modellen eine Steigerung der Gesamtproduktivität durch vorherige Optimierung in einer Simulationsumgebung erreicht werden.

Im Wesentlichen liegt der Unterschied der vielen Modellierungsansätze in der Fähigkeit, bestimmte Prozessaspekte überhaupt abbilden zu können. Einfachere Ansätze haben hierbei durchaus ihre Berechtigung, da abhängig vom jeweiligen Anwendungsfall nicht jeder Aspekt benötigt wird und zudem die Rechendauer sowie die Modellkomplexität mit zunehmendem Grad der Detaillierung ansteigen.

Im Rahmen der folgenden Abschnitte werden

- analytische (Abschnitt 2.3.2),
- numerische (Abschnitt 2.3.3),
- empirische und semi-analytische (Abschnitt 2.3.4) sowie
- hybride (Abschnitt 2.3.5)

Modellierungsansätze²¹ anhand von Beispielen aus der Literatur beleuchtet. Der Fokus der Ausführungen liegt dabei auf Modellen zur Simulation thermischer Prozessgrößen.

Im Allgemeinen werden mit diesen Modellen neben den beiden aufgeführten Einflussgrößen – Prozesswärme und Zerspankraft – auch deren Auswirkungen auf Werkstück, Werkzeug und Maschine simuliert (WAN et al. 2008, S. 122; BUDAK et al. 1996, S. 216; LIN et al. 2013, S. 71; ARRAZOLA et al. 2013, S. 695, 703). Zusammenfassend können in Anlehnung an die Autoren WAN et al. (2008, S. 122), BUDAK et al. (1996, S. 216), AFRASIABI et al. (2021b, S. 1) und ARRAZOLA et al. (2013, S. 695) Erkenntnisse bezüglich

²¹ Einordnung nach ARRAZOLA et al. (2013, S. 695) und VAN LUTTERVELT et al. (1998, S. 596–599)

-
- der Qualität des gefertigten Werkstücks,
(geometrische Abweichungen aufgrund von Werkzeug- und Werkstückdeformation sowie Oberflächenbeschaffenheit),
 - der Anforderungsprofile für die Prozessauslegung und
(Dimensionierung von Vorrichtungen, Spannelementen, Spindelleistung und Werkzeug – anhand von Zerspankräften) und
 - Prozessaspekten
(Spanbruch, Gratbildung, Spannungen, Dehnungen, Dehnungsraten, Werkzeugverschleiß und Prozessstabilität)

festgehalten werden. Unabhängig von der Art der Modellierung sind – zumindest bei der erstmaligen Erstellung des Modells – experimentelle Untersuchungen erforderlich; entweder für die Validierung des Modells oder im Fall nicht physikalischer Modelle (z. B. empirischer Modelle) zu deren Kalibrierung (LAW & GEDDAM 2003, S. 263). Insbesondere bei Modellen zur Ermittlung thermischer Effekte des Zerspanungsprozesses können viele Einflussfaktoren nicht experimentell bestimmt werden (LOEWEN & SHAW 1954; LAZOGLU & ALTINTAŞ 2002, S. 1012). Selbst die in diesem Zusammenhang zentrale Größe, die Temperatur, lässt sich für die im Rahmen der vorliegenden Arbeit untersuchten Fräsprozesse schwer ermitteln, da sich die Platzierung von Sensoren nahe der Schneide nur aufwendig realisieren lässt (LAZOGLU & ALTINTAŞ 2002, S. 1013; ARRAZOLA et al. 2013, S. 703) und auch dann handelt es sich nicht um eine Messung genau in der Prozesszone.

Darüber hinaus merken LAZOGLU & ALTINTAŞ (2002, S. 1013) an, dass zur Untersuchung des thermischen Verhaltens von Fräsprozessen nur eine geringe Anzahl an Forschungsarbeiten vorhanden ist. Als Begründung hierfür nennen sie die sich abhängig von der variierenden Spannungsdicke kontinuierlich verändernden Zerspankräfte und den unterbrochenen Schnitt. Beides macht die Modellierung wesentlich komplizierter als bei Verfahren mit konstantem Schneideneingriff (z. B. Drehen). DÉPINCÉ & HASCOËT (2006b, S. 945) bestätigen diese Aussage und beschreiben, dass in den meisten Fällen – insbesondere für kommerzielle Lösungen – idealisierte Geometrien herangezogen werden. Variierende Spannungsdicken, die Werkzeug- und Werkstückdeformationen sowie statische und dynamische Prozessauswirkungen werden hierbei vernachlässigt.

2.3.2 Analytische Modellierung

Analytische Modelle des Zerspanungsprozesses bilden diesen in rein physikalischer Form, also ohne Zuhilfenahme von empirisch gewonnenen Kenngrößen²², ab. Neben dem in dieser Arbeit untersuchten Wärmeeintrag führen ARRAZOLA et al. (2013, S. 697) die Zerspankräfte, die Spangeometrie, die Kontaktlänge zwischen Span und Werkzeug, Spannungen, Dehnungen und Dehnungsraten sowie die Temperatur als typische Ergebnisse analytischer Modelle auf. In der Regel liegen den jeweiligen Modellen Vereinfachungen des realen Prozesses zugrunde.

In Bezug auf den Wärmeeintrag finden sich in der Literatur für jede in Abschnitt 2.2.2 aufgeführte Prozesszone eigene analytische Modellierungsansätze. ABUKHSHIM et al. (2006, S. 793) fassen zusammen, dass die meisten dieser Ansätze flächige Ersatzwärmequellen zur Beschreibung der primären Prozesszone (Abbildung 2.2; *Bereich 1* und *Bereich 5*) sowie der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Span (Abbildung 2.2; *Bereich 2*) heranziehen. Diese Ersatzwärmequellen vereinfachen den Sachverhalt dahingehend, dass insbesondere innere Reibungsvorgänge auf die Ebene der Wärmequelle projiziert werden. Aufgrund der damit verbundenen höheren Energiedichte in der Scherebene kommt es zu einer Überbewertung der simulierten Temperaturen (ABUKHSHIM et al. 2006, S. 793).

Eine umfassende Aufbereitung eines analytischen Berechnungsansatzes des Wärmeeintrags in Werkstück und Span findet sich in der Trilogie KOMANDURI & HOU (2000), KOMANDURI & HOU (2001a) und KOMANDURI & HOU (2001b). Im ersten Teil widmen sich KOMANDURI & HOU (2000) dem Einfluss der Wärmequelle aus der primären Prozesszone. Anhand eines Scherebenenmodells für bewegte Wärmequellen²³ berechnen sie das Temperaturfeld in Werkstück und Span. Der zweite Teil der Trilogie (KOMANDURI & HOU 2001a) beschreibt einen Ansatz zur Modellierung der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Span, während im dritten Teil (KOMANDURI & HOU 2001b) wechselseitige Einflüsse der beiden vorhergehend isoliert betrachteten Sachverhalte untersucht werden.

²² ausgenommen hiervon sind empirisch gewonnene Naturkonstanten;

²³ KOMANDURI & HOU (2000, S. 1718) stellen in ihrer Ausarbeitung eine historische Betrachtung der Scherebenenmodellierung für bewegte Wärmequellen an. Ihr eigener Ansatz baut auf dem Modell von HAHN (1951) auf und soll hier nur exemplarisch für diese Art der Modellierung stehen. Als weitere bekannte Vertreter der Scherebenenmodellierung können LOEWEN & SHAW (1954), JAEGER (1942) und DAWSON & MALKIN (1984) aus KOMANDURI & HOU (2000) genannt werden.

Den aufgeführten analytischen Ansätzen ist gemeinsam, dass der Prozess in der Regel zweidimensional für quasi-stationäre Zustände²⁴ und kontinuierliche Schnitte modelliert wird (KLOCKE et al. 2013, S. 240; ARRAZOLA et al. 2013, S. 697). Neben LIN et al. (2013, S. 73) sind nur wenige andere Arbeiten bekannt, die sich mit der Modellierung thermischer Effekte bei Fräsbearbeitungen beschäftigen. In der Regel wird in diesen Arbeiten das Problem der Wärmeeinbringung und -leitung räumlich und zeitlich diskretisiert betrachtet und muss deshalb numerisch gelöst werden. Die Form der dazu verwendeten Modelle gleicht stark der hybriden Modellierung mit numerischen Modellen des Werkstücks. Die hybride Modellierung wird im weiteren Verlauf dieses Kapitels noch behandelt.

2.3.3 Numerische Modellierung

Bei der numerischen Modellierung des Zerspanungsprozesses wird dieser durch eine zeitliche und räumliche Diskretisierung approximiert. Auf diese Weise können auch Probleme modelliert werden, für die in der analytischen, empirischen oder semi-analytischen Modellierung starke Vereinfachungen getroffen werden müssten (BETTEN 2003, S. 1), was entsprechend zu Lasten der Zuverlässigkeit und Aussagekraft des Modells geht (AFRASIABI et al. 2021b, S. 1). Für die Modellierung von Zerspanungsprozessen führen ARRAZOLA et al. (2013, S. 699) unterschiedliche numerische Methoden (z. B. *FEM*²⁵, *FDM*²⁶, *BEM*²⁷ und *SPH*²⁸) anhand von Anwendungsbeispielen auf, gehen im Verlauf ihrer Arbeit jedoch insbesondere auf Erkenntnisse aus der *FEM* ein. Aufgrund der Möglichkeit, mit ihr beliebige geometrische Strukturen abbilden zu können, eignet sich diese Methode in besonderem Maße für Teilaspekte der vorliegenden Arbeit. Im Folgenden wird deshalb ausschließlich auf die *FEM* eingegangen.

Im Bereich der Zerspanung wird die numerische Simulation mittels *FEM* in vielen Fällen für die sogenannte *Finite-Elemente-(FE)-Spannbildungssimulation* verwendet. Gegenüber der analytischen Scherebenenmodellierung (Abschnitt 2.3.2) ermöglicht die *FE-Spannbildungssimulation* unter anderem die Einbeziehung von nichtlinearen Materialeigenschaften, zeitabhängigem Verhalten, Wechselwirkungen und komplexen Geometrien. Dieses Verfahren wird deshalb

²⁴ keine Veränderung der Prozessgrößen, wie Scherwinkel und Spanungsdicke

²⁵ *Finite-Elemente-Methode (FEM)*

²⁶ *Finite-Differenzen-Methode (FDM)*

²⁷ *Boundary Element Method (BEM)*, deutsch: Randelementemethode)

²⁸ *Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH)*, deutsch: geglättete Teilchen-Hydrodynamik)

2 Grundlagen und Stand der Wissenschaft

im Bereich der thermischen Betrachtung unter anderem genutzt zur Berechnung von

- lokalen Wärmequellen aufgrund von materialinhärenten Reibungsvorgängen und Reibung zwischen den Prozesspartnern (KLOCKE et al. 2013, S. 241),
- Spanformen (HEISEL et al. 2009a),
- thermodynamischen Effekten innerhalb der Spanbildungszone, die nicht direkt gemessen werden können (GRZESIK 2006, S. 652) oder
- thermomechanischen Auswirkungen des Prozesses auf das Werkstück (DENKENA et al. 2013, S. 70).

Trotz der erläuterten Möglichkeiten der *FEM*, verschiedenste Details in der Modellierung zu berücksichtigen, beschreiben ARRAZOLA et al. (2013, S. 703) dennoch deutliche Abweichungen sowohl zwischen gemessenen und simulierten Temperaturwerten als auch zwischen unterschiedlichen *FE*-Ansätzen (Temperaturdifferenzen von 400 K bei einer Maximaltemperatur in der Zerspanungszone von 850 °C). Als Gründe dafür führen sie Folgende an:

- Defizite der Materialmodelle,
- Fehler in der Adaption einer geeigneten Modellierungsmethode,
- keine Konvergenz der simulierten Temperaturen,
- Nichtberücksichtigung des Initialzustands der Prozesspartner und
- Fehler im experimentellen Versuchsaufbau (Referenz).

Wie auch bei den analytischen Modellen werden zur Simulation der Zerspanungszone mittels numerischer Methoden in der Literatur zumeist 2D-Modelle von quasi-stationären Prozessen mit konstanten Eingriffsbedingungen herangezogen. Analog zu Abschnitt 2.3.2 eignet sich ein solcher Ansatz eher für Dreh- als für Fräsprozesse. Mit dem Fräsprozess sind Aspekte an die Modellierung geknüpft, die mit einer isolierten mikroskopischen Betrachtung der Zerspanungszone, wie sie mit einer 2D-*FE*-Spanbildungssimulation vorgenommen wird, nicht mehr umsetzbar sind. Beispiele sind

- die Veränderung der Spannungsdicke über die Dauer eines Schneideneingriffs und über die Höhe der Schnitttiefe bei gedrahten Werkzeugen,
- der unterbrochene Schnitt und die damit verbundenen Aufheiz- und Abkühlphasen am Werkzeug (LUCESI & COELHO 2012, S. 64) sowie
- mehrere im Eingriff befindliche Zähne.

Die Berücksichtigung der genannten Bedingungen macht eine Erweiterung des räumlichen Betrachtungsrahmens und damit verbunden den Schritt zu einer makroskopischen Betrachtung des Problems erforderlich, ebenso wie die Einführung der dritten Dimension im Modell. Das Dilemma des Anwenders

besteht darin, dass bei beiden Betrachtungsweisen (mikroskopisch in der Trennzone, makroskopisch für die umliegende Struktur) deutliche Unterschiede in der Diskretisierung des *FE*-Netzes erforderlich sind; ein Umstand, der in vielen konventionellen *FE*-Tools durch einen Faktor zwischen minimaler und maximaler Elementgröße beschränkt ist (z. B. *MSC Marc*[®]). Vor diesem Hintergrund kommen JAWAHIR & WANG (2007, S. 46) zu dem Schluss, dass numerische Modelle zur genauen Modellierung von Zerspanungsprozessen noch zu ungenau und zu rechenzeitintensiv sind.

2.3.4 Empirische und semi-analytische Modellierung

Die beiden Modellformen *empirisch* und *semi-analytisch* werden an dieser Stelle aufgrund ihrer Ähnlichkeit gemeinsam beschrieben. Das empirische Modell stellt eine aus Messdaten gewonnene mathematische Funktion (Anpassungsfunktion) zwischen der untersuchten Zielgröße und einer oder mehreren Prozessgrößen dar. Diese Funktion lässt jegliches physikalisches Wissen über den Prozess außer Acht und dient lediglich dazu, den Wert der Zielgröße zwischen (interpoliert) den Messstellen oder außerhalb dieser (extrapoliert) möglichst genau antizipieren zu können. Ein semi-analytisches Modell ist ähnlich aufgebaut, unterscheidet sich aber insofern, als dass bei der Anpassungsfunktion teils physikalische Zusammenhänge hinterlegt sind und lediglich einzelne Größen oder unbekannte Zusammenhänge aus den Messdaten gewonnen werden.

Für den in dieser Arbeit untersuchten Anwendungsfall der Evaluierung des Wärmeaufteilungskoeffizienten B existieren in der Literatur keine rein empirischen Modelle. Der Grund hierfür ist, dass die direkte Messung einer Wärmequelle innerhalb eines Kontinuums nach aktuellem Kenntnisstand nicht möglich ist (KLOCKE et al. 2013, S. 242). In der *Einleitung* (Kapitel 1) wurde deshalb die Lösung solcher Probleme über inverse Ansätze, für Zerspanungsprozesse üblicherweise mit dem sogenannten *IHCP*, vorgeschlagen. Die Berechnungsbasis des *IHCP* bildet ein in der Nähe der Zerspanungszone gemessener Temperaturwert T . Auf dessen Basis wird die Wärmequelle indirekt bestimmt. Für die Herstellung des Zusammenhangs zwischen der gemessenen Temperatur und der Wärmequelle, repräsentiert durch den Wärmestrom \dot{Q}_W , ist ein Wärmeleitungsmodell erforderlich. Dieses beschreibt eine Temperatur \hat{T} an einem oder mehreren Punkten des Werkstückkontinuums aufgrund eines daran wirkenden Wärmestroms \dot{Q}_W . Die Auflösung des *IHCP*, d. h. für welchen Wert von \dot{Q}_W

2 Grundlagen und Stand der Wissenschaft

die gemessene und die simulierte Temperatur übereinstimmen, erfolgt durch Lösung eines Optimierungsproblems (HONG & LO 2000, S. 88)²⁹.

Aus Abschnitt 2.2.2 wird die häufig in der Literatur anzutreffende Vereinfachung aufgegriffen, dass die gesamte mechanische Energie des Prozesses in Wärmeenergie übergeht. Der in das Werkstück fließende Anteil der Wärme \dot{Q}_W (aus der Lösung des *IHCP*) kann mit dem Wärmeverteilungskoeffizienten B als Anteil der gesamten im Prozess entstehenden Wärmeenergie \dot{Q}_m ausgedrückt werden:

$$\dot{Q}_W = B \cdot \dot{Q}_m. \quad (2.1)$$

Im Folgenden werden Modelle zur Berechnung der Wärmeverteilung zwischen Span und Werkstück beschrieben. LOEWEN & SHAW (1954) berechnen den Wärmeeintrag $(1 - B)$ in den Span und das Werkzeug in Abhängigkeit von der Temperaturleitfähigkeit a , dem Spanwinkel γ_0 , der Schnittgeschwindigkeit v_c sowie der Spannungsdicke h_c (Gleichung 2.2). Der Aufteilungskoeffizient wird somit in Abhängigkeit von den thermomechanischen Materialeigenschaften des Werkstücks sowie den Eingriffsbedingungen definiert (KOMANDURI & HOU 2000, S. 1723):

$$(1 - B) = \frac{1}{(1 + 1,328 \cdot \sqrt{\frac{a \cdot \gamma_0}{v_c \cdot h_c}})}. \quad (2.2)$$

Nach LEONE (1954) (Gleichung 2.3) sind es das Verhältnis r aus Spanungs- h_c und Spandicke h_{sp} bzw. aus Span- v_{sp} und Schnittgeschwindigkeit v_c sowie die Länge der Scherfläche l_Φ , die den Aufteilungskoeffizienten B beeinflussen:

$$B = \frac{1}{1 + 1,13 \cdot r \cdot \sqrt{\frac{l_\Phi \cdot v_c}{a}}}. \quad (2.3)$$

Das Verhältnis r stellt sich hier wie folgt dar:

$$r = \frac{h_c}{h_{sp}} = \frac{v_{sp}}{v_c}. \quad (2.4)$$

²⁹ Die Optimierung kann beispielsweise nach dem Prinzip des kleinsten quadratischen Fehlers durchgeführt werden. Dieses sieht die Minimierung einer Zielfunktion J vor, die sich aus der Summe der quadrierten Differenzen von simulierten und gemessenen Temperaturwerten berechnet:

$$J(\dot{Q}_W) = \frac{1}{2} \cdot \|\hat{T} - T\|_2^2 \rightarrow \min.$$

Bei BOOTHROYD (1963) wird die thermische Kennzahl N_{th} in Analogie zu der aus der Thermodynamik bekannten Péclet-Zahl eingeführt (KOMANDURI & HOU 2000, S. 1723; SÖLTER et al. 2012, S. 227; SÖLTER & GULPAK 2012, S. 89). Wie auch die Péclet-Zahl bildet die thermische Kennzahl ein dimensionsloses Verhältnis aus Konvektion und Wärmeleitung (RAPP 2017) bezogen auf eine für das Verhältnis charakteristische Länge³⁰ – hier die Spannungsdicke h_c . Für B gilt dann:

$$B = \frac{1}{4 \cdot Y_L} \cdot erf(\sqrt{Y_L}) + (1 + Y_L) \cdot erfc(\sqrt{Y_L}) - \dots - \frac{e^{-Y_L}}{\sqrt{\pi}} \cdot \left(\frac{1}{2 \cdot \sqrt{Y_L}} + \sqrt{Y_L} \right). \quad (2.5)$$

Die Variablen Y_L und N_{th} berechnen sich in der Gleichung wie folgt:

$$Y_L = N_{th} \cdot \tan(\Phi),$$

$$N_{th} = \frac{v_c \cdot h_c}{4 \cdot a}.$$

Der Winkel Φ steht hier für den Scherwinkel. Der Funktionsausdruck $erf(x)$ bezeichnet die gaußsche Fehlerfunktion und $erfc(x) = 1 - erf(x)$ deren Komplementärwert. Die in den Gleichungen 2.2, 2.3 und 2.5 beschriebenen Wärmeaufteilungskoeffizienten basieren auf Scherebenenmodellen, die sich jeweils in den Randbedingungen unterscheiden.

2.3.5 Hybride Modellierung

Unter dem Begriff einer hybriden Modellierung werden Ansätze verstanden, die sich durch Kombination von analytischen (Abschnitt 2.3.2), numerischen (Abschnitt 2.3.3), empirischen oder semi-analytischen (Abschnitt 2.3.4) Methoden deren individuelle Vorteile in Bezug auf eine oder mehrere gesuchte Zielgrößen zunutze machen.

Für zukünftige Arbeiten zum Deformationsverhalten komplexer Werkstückgeometrien durch Zerspanungsprozesse führen ARRAZOLA et al. (2013, S. 712) die hybride Modellierung als Schlüsseltechnologie an. Diesem Vorschlag liegt die Forderung nach immer schnelleren und zugleich genaueren Modellen zugrunde, zwei meist konkurrierende Ziele. Im Einzelnen zeichnen sich analytische,

³⁰ KOMANDURI & HOU (2000, S. 1723) merken an, dass in der genutzten Bezugslänge der Unterschied der thermischen Kennzahl zur Péclet-Zahl liegt. Für diese wird als charakteristische Länge die Länge der Scherfläche l_Φ herangezogen.

empirische und semi-analytische Ansätze zwar durch eine hohe Rechenzeiteffizienz aus, unterliegen jedoch gewissen Vereinfachungen. Demgegenüber bieten numerische Modelle das Potenzial einer hohen Abbildungsgenauigkeit, das aber auf Kosten einer angemessenen Rechendauer und -leistung. Mit Blick auf diese Vor- und Nachteile wird eine sehr weit verbreitete Form der hybriden Modellierung offensichtlich: die Modellierung des Zerspanungsprozesses mittels analytischer oder semi-analytischer Modelle und die der Prozessauswirkungen in numerischer Form. Der analytische Ansatz wird hierbei räumlich und zeitlich diskretisiert und in die numerische Umgebung eingebunden. Die Erweiterung der analytischen Modelle auf unterschiedliche Eingriffsszenarien oder die Einführung der dritten Dimension gestaltet sich mit diesem Ansatz einfach, da die numerische Umgebung geometrische Randbedingungen für jeden zu berechnenden Knoten bereitstellt. Auf numerischer Seite entfällt der Konflikt zwischen mikroskopischer Betrachtung der Zerspanungszone und makroskopisch gelagerter Betrachtung der kompletten Werkstückstruktur (Abschnitt 2.3.3). RAI & XIROUCHAKIS (2008, S. 632) wählen den vorhergehend beschriebenen Ansatz, um thermisch induzierte Deformationen an dünnwandigen Werkstückstrukturen zu berechnen. Auch ARRAZOLA et al. (2013, S. 696) nutzen die Kombination analytischer und numerischer Modelle und stellen insbesondere die industrielle Relevanz derartiger Ansätze heraus. Analytische Ansätze alleine eignen sich ihrer Einschätzung nach nicht für die Berechnung der im industriellen Umfeld vorliegenden komplexen Zerspanungsbedingungen. Diese Aussage bestätigen JAWAHIR & WANG (2007, S. 57), indem sie darlegen, dass weder analytische noch empirische oder numerische Modelle in alleiniger Anwendung die notwendige Genauigkeit und Zuverlässigkeit bieten, um hierauf basierend Optimierungen anzustellen. In SÖLTER et al. (2012) und SÖLTER & GULPAK (2012) wird ebenfalls auf ein hybrides Modell des Zerspanungsprozesses zurückgegriffen, wobei sie nicht nur ein analytisches Ersatzmodell der Wärmequelle in die *FEM* einbinden, sondern auch ein solches für die prozessinduzierte randnahe plastische Deformation als Folge sogenannter Quellspannungen.

2.4 Modellkalibrierung

2.4.1 Allgemeines

Unabhängig von der Wahl der Modellierungsart sind, wie schon in Abschnitt 2.3.1 angeführt, bei der Systemnachbildung von Zerspanungsprozessen in jedem Fall Erhebungen von experimentellen Daten erforderlich; bei analytischen und numerischen Modellen zu deren Validierung oder in empirischen und semi-analytischen Modellen zur Kalibrierung (HEISEL et al. 2009b, S. 263). In der vorliegenden Arbeit wird aufgrund des gewählten Vorgehens, den Wärmeeintrag in das Werkstück durch die Lösung eines inversen Problems zu identifizieren, ausschließlich eine Kalibrierung des Modells erforderlich sein. In diesem Zusammenhang werden im Rahmen dieses Abschnitts zwei Aspekte näher beleuchtet. Die *Erhebung der Messgröße* und die damit verbundenen Herausforderungen werden im nachfolgenden erläutert. Im Abschnitt 2.4.3 werden die allgemeinen *Anforderungen an die Versuchsbeschaffenheit* diskutiert, die aus der Aufstellung eines inversen Problems erwachsen.

2.4.2 Erhebung der Messgrößen

In Bezug auf die thermischen Wirkmechanismen findet die Kalibrierung von Modellen im Stand der Wissenschaft und Technik anhand gemessener Wärmeeinträge oder Temperaturen statt. Die Bestimmung des Wärmeeintrags erfolgt hierbei mittels anisothermer Kalorimetrie, die Messung von Temperaturen wird an der Werkstückoberfläche vorgenommen.

Der Ansatz der nicht-isothermen³¹ – im Speziellen der adiabatischen – Kalorimetrie besteht darin, dass erwärmte Körper (hier Werkstück, Werkzeug oder Späne) einem adiabaten Gefäß zugeführt werden, in dem sich ein Medium in definiertem Zustand befindet. Aus der beobachteten Zustandsänderung des Mediums wird dann die initial im Körper befindliche Wärmemenge abgeleitet. Da das Kalorimeter eine kumulierte Wärmeeinbringung misst, ist das Verfahren lediglich für globale Aussagen zum Wärmestrom geeignet. Lokale Temperaturen, wie sie bei der Modellkalibrierung von Zerspanungsprozessen häufig nachzuweisen sind, lassen sich hiermit nicht messen. Das Verfahren findet daher in den weiteren Überlegungen der vorliegenden Arbeit keine Berücksichtigung.

³¹ in der Literatur meist als anisotherm bezeichnet

Wesentlich weiter verbreitet als die Kalorimetrie ist die Messung von Oberflächentemperaturen an Werkstück oder Werkzeug (KOMANDURI & HOU 2000, S. 1717). Sie kann mit kontaktgebundenen und kontaktlosen Messinstrumenten³² ausgeführt werden. Eine weiterführende Abhandlung über die einzelnen Verfahren und deren fachlich richtige Anwendung kann SÖLTER et al. (2018) und MÜLLER (2004) entnommen werden. SÖLTER et al. (2018) beschreiben neben den Verfahren auch die Systematik einer korrekten Kalibrierung.

In der Literatur werden eine Vielzahl unterschiedlicher Anwendungen von Temperaturmessungen an Zerspanungsprozessen beschrieben. Eine historische Aufstellung ist DAVIES et al. (2007, S. 582) zu entnehmen. Umfassende Untersuchungen zu einem Drehprozess stellt MÜLLER (2004) an, indem er mit einem Pyrometer die Temperaturen auf der Spanunterseite, der Hauptfreifläche und der Nebenfrefläche misst. Die Messung führt er durch in das Werkzeug erodierte Kanäle nahe an der Schneidkante (Abstand < 1 mm) aus. Ergänzend erfasst MÜLLER (2004) die Temperatur auf der Spanoberseite, indem er die Messfaser des Pyrometers mithilfe einer Vorrichtung in der Nähe der Spanwurzel positioniert. Zur qualitativen Bewertung werden in jener Arbeit zudem Wärmebildaufnahmen des Spans und der Wendeschneidplatte vorgenommen. Aufgrund der gewählten optischen Messmethoden erfolgt die Zerspanung unterschiedlicher Materialien bei seinen Untersuchungen trocken. Auch in DEPPERMAN et al. (2014) wird das Temperaturfeld im Werkstück unmittelbar um die Zerspanungszone herum mittels Wärmebildkamera gemessen. Die Temperaturwerte werden aufgrund der hohen zeitlichen und räumlichen Auflösung der Wärmebildkamera auch zur Lösung des *IHCP* herangezogen. Das Untersuchungsobjekt ist in jener Arbeit ein orthogonaler Drehprozess. Im Rahmen des gleichen Forschungsprojekts nutzen KLOCKE et al. (2018) ein Pyrometer, um Oberflächentemperaturen in einem Reibprüfstand zu erfassen und anhand dieser Werte ein Reibmodell für die in ihrem Projekt eingesetzten Wendeschneidplatten zu ermitteln. BEUTNER et al. (2018) erfassen hingegen für einen Wälzfräsprozess nicht die Oberflächentemperaturen, sondern die Temperaturverteilung im Inneren des Werkstückkontinuums. Dazu applizieren sie im zu fertigenden Zahn Widerstandsthermometer in Bohrungen. BAUMGART et al. (2018) brachten die Lichtleitfaser eines Pyrometers in unterschiedlich tiefen Bohrungen auf der Innenseite eines hohlen Zylinders ein, um während eines Außenrundschleifprozesses die Temperaturverteilung im Inneren des Zylinders

³² Die kontaktgebundene Messung erfolgt mittels Thermoelementen, die die Temperatur auf Basis des Seebeck-Effekts (thermoelektrischer Effekt) bestimmen, oder Widerstandsthermometern, bei denen die Temperatur indirekt über den sich mit der Temperatur verändernden Widerstand eines Metalls (i. d. R. Platin) bestimmt wird.

Eine kontaktlose Messung kann mittels Wärmebildkamera oder Pyrometer vorgenommen werden.

zu messen. Für die Untersuchungen in WIMMER et al. (2018b) dienen mehrere nach der Systematik von SÖLTER et al. (2018) kalibrierte Thermoelemente zur Ermittlung von Oberflächentemperaturen auf der prozessabgewandten Seite eines Fräsprozesses.

Dieser kurze Exkurs verdeutlicht bereits die Vielfalt an Anwendungsfällen der Messung von Oberflächentemperaturen, die jeweils stark vom individuellen Ziel der Untersuchung, den Prozessgegebenheiten, aber auch von den zur Verfügung stehenden Mitteln abhängen.

2.4.3 Anforderungen an die Versuchsbeschaffenheit

Um aus gemessenen Oberflächentemperaturen eine eindeutige Lösung des *IHCP* (in Form der Wärmequelle) zu erhalten, müssen nach SOEMERS (2008, S. 17), FRĄCKOWIAK et al. (2010, S. 2123) und HONG & LO (2000, S. 89) drei Bedingungen erfüllt sein. Die Autoren setzen voraus, dass

1. der Messwert möglichst genau bestimmt wird,
2. der Messwert möglichst nahe an der Wärmequelle erhoben wird und
3. die Funktion der Wärmeeinbringung in ihrem zeitlichen Verlauf stetig und stetig differenzierbar ist.

Während die *Bedingungen* 2 und 3 für Drehprozesse technisch erfüllt werden können, müssen bei der Untersuchung von Fräsprozessen Einschränkungen hingenommen werden. Die rotierende Schneide des Werkzeugs sowie die engen Platzverhältnisse schränken die Erfüllbarkeit von *Bedingung* 2 stark ein (CARVALHO et al. 2006, S. 97; LIN 1995, S. 751; LE COZ et al. 2012, S. 435; ABUKHSHIM et al. 2006, S. 783; KLOCKE et al. 2002, S. 457; 2013, S. 242). Doch selbst wenn diese Bedingung erfüllt werden kann, zeigt die Analyse von MÜLLER (2004, S. 122) in der praktischen Anwendung starke, aus der Messposition resultierende Unsicherheiten. Die hohen Temperaturgradienten nahe der Schneide führen in seinen Untersuchungen bei einer Positionsunsicherheit von $\pm 0,13$ mm zu Temperaturunterschieden von bis zu 110 K. Im Hinblick auf die Lösung des *IHCP* konkurrieren deshalb die Forderungen aus den *Bedingungen* 1 und 2. Mit dem Ein- und Austritt der Schneide sowie der sich zeitlich verändernden Spannungsdicke ist auch *Bedingung* 3 nicht mehr in dem Maße erfüllbar, wie dies bei kontinuierlichen Schnitten mit konstantem Schneideneingriff der Fall ist (LE COZ et al. 2012, S. 435; LIN 1995, S. 751). Letztlich bezeichnen DAVIES et al. (2007, S. 581) die Genauigkeit und Konsistenz von Temperaturmessungen sowie deren Auflösung als ein generelles Problem bei der Anwendung auf Zerspanungsprozesse. So unterliegen kontaktgebundene Verfahren einer gewissen Trägheit, weil das Messgerät zuerst selbst die Temperatur des Messobjekts

annehmen muss, wohingegen kontaktlose Messverfahren vom Einfluss des Emissionsgrads ϵ_{th} abhängig sind. Dieser Koeffizient ist wiederum abhängig von Temperatur, Material und Messwinkel. Somit ist *Bedingung 1* nur eingeschränkt erfüllt.

Vor diesem Hintergrund führen OZISIK & ORLANDE (2000, S. 3) an, dass das *IHCP* aus mathematischer Sicht zur Klasse der schlecht konditionierten Probleme zählt. FRACKOWIAK et al. (2010) beschreiben den Begriff der *schlechten Konditionierung* nach HADAMARD (1923) so, dass kleine Schwankungen der Randbedingungen – in diesem Fall der Temperatur – große Fehler bei der Ermittlung der Wärmequelle oder des Wärmeeuteilungskoeffizienten verursachen.

Die vorstehenden Ausführungen legen dar, dass eine vollständige Erfüllung der *Bedingungen 1* bis *3* in der praktischen Anwendung nicht erreicht werden kann. Viele der in der Literatur beschriebenen Messungen können als Kompromisse betrachtet werden, die die anfänglich aufgeführten Anforderungen an die Messung bestmöglich erfüllen, aber aus mathematischer Sicht keine eindeutige Lösung des *IHCP* zulassen.

2.5 Ansätze zur Verringerung von Prozessauswirkungen

2.5.1 Allgemeines

Mit dem aus Experimenten und Simulationen gewonnenen Wissen über die Auswirkung von Zerspanungsprozessen – im Speziellen Fräsbearbeitungen – auf das Werkstück besteht die Möglichkeit, Optimierungsmaßnahmen hinsichtlich einer Verringerung auftretender Deformationen zu ergreifen. In den vorhergehenden Abschnitten dieses Kapitels wurde auf die Thematik hingewiesen, dass die Auswirkungen des Prozesses maßgeblich vom individuellen Anwendungsfall abhängen. Gleichzeitig unterliegt ein Prozess in der Regel nicht alleine der Anforderung hoher Genauigkeit, sondern auch der geringer Herstellungskosten und damit einer kurzen Prozessdauer (Maschinenbelegungszeit). Die nachfolgend aufgeführten Optimierungsmaßnahmen zur Verringerung der Deformationen stellen einen kleinen Auszug der zur Verfügung stehenden Möglichkeiten dar. Hierbei werden nur solche Beispiele genannt, die sich grundsätzlich auch auf thermische Problemstellungen applizieren lassen. Ein Ausblick auf die Anwendung der im folgenden aufgeführten Ansätze wird in Kapitel 10 gegeben.

Im Folgenden werden die Begriffe *Reduktion* und *Kompensation* voneinander abgegrenzt.

2.5.2 Reduktionsmaßnahmen

Unter *Reduktionsmaßnahmen* werden in dieser Arbeit solche Maßnahmen verstanden, die durch

- die Wahl einer geeigneten Bearbeitungsstrategie,
- angepasste Spannungspunkte und -kräfte,
- verbesserte Werkzeuge,
- eine veränderte Zusammensetzung des Kühlschmierstoffs oder
- eine geschickte Kombination von Prozessgrößen

negative Auswirkungen des Zerspanungsprozesses reduzieren (RAI et al. 2008, S. 257; ARRAZOLA et al. 2013, S. 695).

Ein naheliegender Ansatz ist es nach RAI & XIROUCHAKIS (2009, S. 430), toleranzkritische Bearbeitungsschritte zu Beginn der Prozessabfolge durchzuführen. Zu diesem Zeitpunkt liegen noch keine thermischen Ausdehnungseffekte im Werkstück vor, wodurch thermisch induzierte Positionsabweichungen weitgehend vermieden werden können. Ein ähnliches Vorgehen beschreiben WEINERT & LOICHINGER (2002), die den Einfluss der Bearbeitungsreihenfolge auf die Positionsgenauigkeit mehrerer Bohrungen in der Stirnseite eines einseitig eingespannten Stahlrings untersuchen. Hierbei werden deutliche Unterschiede zwischen den gewählten Bohrabfolgen beobachtet. Als weiteren Faktor zur Beeinflussung der Positionsgenauigkeit führen WEINERT & LOICHINGER (2002) eine Wartezeit zwischen den einzelnen Prozessschritten an. Die Wirksamkeit dieses Faktors wird anhand eines einseitig eingespannten Balkens bewiesen, in den mit variierendem zeitlichen Abstand Bohrungen in immer gleicher Reihenfolge eingebracht werden. Auch SCHULZE et al. (2010, S. 62) führen Kühlzyklen zwischen Bearbeitungsschritten als eine mögliche Maßnahme im Umgang mit thermischen Ausdehnungseffekten an. Wenngleich bei der industriellen Anwendung der Fokus stark auf der Prozesszeit liegt, ist es nach NING et al. (2003, S. 332) und GANG (2009, S. 2788) sinnvoll, dennoch Reduktionsmaßnahmen zum Einsatz zu bringen, die diese Zeit bewusst verlängern. Als gängige aber ineffiziente Maßnahme führen sie das mehrmalige Überfräsen von Oberflächen mit stetig kleiner werdender Zustellung an. Hierzu sei angemerkt, dass die Zustellung aufgrund des Schneidkantenradius am Werkzeug nicht beliebig gering ausfallen kann (HEISEL et al. 2014, S. 81). Am Beispiel der Fräsbearbeitung einer Tasche beweisen LAW et al. (1999) und LAW & GEDDAM (2001), dass durch geschickte Wahl des Fräspfads kritische Eingriffsbedingungen vermieden und dadurch Formabweichungen reduziert werden können. Den Fokus legen die Autoren auf die Ecken der Taschen, in denen sich der Werkzeugeingriff

und somit auch die Kräfte und der Wärmeeintrag bei herkömmlicher Bearbeitung stark vergrößern. In LAW et al. (1999) werden die Ecken durch diagonales Anfahren vor der Umfangsbearbeitung herausgearbeitet, während in LAW & GEDDAM (2001) durch eine spezielle Trajektorie des vorgelagerten Schruppprozesses ein konstanter Umschlingungswinkel für die spätere Schlichtbearbeitung sichergestellt wird.

Am Beispiel der Bearbeitung von Kupplungsgehäusen aus dem Automobilbereich untersuchen PULS et al. (2011) die Auswirkungen unterschiedlicher Spannpositionen auf die Werkstückgenauigkeit experimentell und simulativ. Sowohl der Einfluss der Einspannung auf das dynamische Verhalten des Gehäuses als auch deren Auswirkung auf das thermische Ausdehnungsverhalten werden hierbei beschrieben. Die Untersuchungen zeigen klare Unterschiede der Spannungssituation auf und lassen auf das Vorhandensein eines Optimums schließen.

Als weitere Maßnahme schlagen NING et al. (2003, S. 332) die Bearbeitung dünnwandiger Strukturen mittels *High Speed Cutting* (HSC, deutsch: Hochgeschwindigkeitszerspannung) vor, also die Schnittgeschwindigkeit zu erhöhen und den Arbeitseingriff zu reduzieren. Auch GUIMU et al. (2003, S. 492) schreiben geringen Schnittgeschwindigkeiten eine verstärkende Wirkung auf die Deformationen zu. Bezugnehmend auf die thermischen Wirkmechanismen aus Abschnitt 2.2.2 sowie auf DAWSON & MALKIN (1984, S. 185) lassen sich diese Beobachtungen durch den mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit steigenden Wärmeübergang in den Span erklären. Auch SCHULZE et al. (2010, S. 62) und WAN et al. (2008, S. 129) erwähnen die Möglichkeit der Prozessgrößenanpassung, ohne hierzu konkrete Beispiele oder Anwendungen anzuführen.

2.5.3 Kompensationsmaßnahmen

Kompensationsmaßnahmen setzen im Gegensatz zu den Reduktionsmaßnahmen ein detailliertes Wissen über die Eingriffsverhältnisse an jedem Punkt des Werkzeugpfads und die dort vorliegenden Prozessauswirkungen voraus. Anhand dieser Kenntnisse kann durch eine übergeordnete Regelung der Werkzeugpfad (aus der NC-Bahnplanung) so angepasst werden, dass die Deformationsauswirkung des Prozesses weitestgehend kompensiert wird (NING et al. 2003, S. 333). Im einfachsten Fall geschieht dies über eine Verschiebung einzelner Stützstellen der NC-Bahn-Trajektorie. Wesentlich komplizierter gestaltet sich dies im Fall von zusätzlichen Achsbewegungen, um beispielsweise die Werkzeugachse einer ausweichenden Werkstückstruktur nachzuführen.

Aufbauend auf ihren Arbeiten zur Reduktion prozessbedingter Deformationen bei der Fräsbearbeitung von Taschen durch eine Anpassung der Bearbeitungsstrategie (LAW et al. 1999; LAW & GEDDAM 2001) berechnen LAW & GEDDAM (2003) auf Basis der Zerspankräfte eine kompensierende Fräsbahn, um die Kontur der Tasche ohne Toleranzverletzungen fertigen zu können. Ein ähnliches Vorgehen beschreiben DÉPINCÉ & HASCOËT (2006b), berücksichtigen aber zusätzlich die Abdrängungen des Werkzeugs über die Eingriffstiefe a_p und mitteln diese für ihre Kompensation aus. Auch WEGENER et al. (2016, S. 620 ff.) nutzen eine Anpassung der NC-Bahn-Trajektorie, um thermisch induzierte Deformationen der Strukturkomponenten einer Werkzeugmaschine zu reduzieren. CHO & SEO (2002) kompensieren die Abdrängung des Werkzeugs nicht durch eine Verschiebung der Trajektorie, sondern gleichen die Abdrängung über die Eingriffstiefe durch eine Verkipfung der Werkzeugachse aus. Zur Berechnung der Abdrängung wird in dieser Arbeit ein *Künstliches Neuronales Netz (KNN)* genutzt, was zu einer äußerst zeiteffizienten Berechnung der Kompensation führt. Im Fokus der vorhergehend aufgeführten Arbeiten stehen mechanische Deformationen des Werkzeugs. Die vorgestellten Ablaufmodelle zur Gewinnung der kompensierten Bahntrajektorie lassen sich grundsätzlich auch auf Werkstückdeformationen und thermische bedingte Deformationen übertragen. Weitere ähnliche Arbeiten finden sich bei RAO & RAO (2006), die mit ihrer Bahnkorrektur die Oberflächenabweichung um 65 bis 78 % reduzieren können, und bei DOW et al. (2004), die eine Bahnkorrektur für die Abdrängung kleiner Kugelkopffräser vornehmen.

Einen Ansatz, der nicht auf die Veränderung der Bahntrajektorie abzielt, erwähnen DÉPINCÉ & HASCOËT (2006a, S. 937) und CHO & SEO (2002, S. 2159). An kritischen Stellen sollen adaptive Regler den Vorschub pro Zahn f_z und damit die Zerspankräfte reduzieren, allerdings mit der Konsequenz einer verringerten Produktivität und möglicher Qualitätsprobleme an der Werkstückoberfläche.

2.6 Zusammenfassung und Fazit

In Abschnitt 2.2.1 wurde der dieser Arbeit zugrunde liegende Stirn-Umfangsfräsprozess beschrieben und mögliche Faktoren für Maß-, Form- und Lageabweichungen am Werkstück wurden beleuchtet. Aufgrund des Schwerpunkts der vorliegenden Arbeit auf thermischen Effekten ging der folgende Abschnitt 2.2.2 auf die Prozesswärme, ihre Entstehungszonen sowie die Ausprägung und die Aufteilung der Wärmeströme ein. Die hieraus resultierenden thermischen Prozessauswirkungen wurden in Abschnitt 2.2.3 in schematischer Form dargestellt. Aus den aufgeführten Literaturquellen

2 Grundlagen und Stand der Wissenschaft

wurde ersichtlich, dass die individuellen Prozessbedingungen, bestehend aus Prozessgrößen, Werkstückmaterial und Schneidengeometrie, eine zentrale Rolle für die Ausprägung der beschriebenen Prozessauswirkungen spielen.

Der Beschreibung von Prozessauswirkungen widmete sich Abschnitt 2.3. Mit analytischen (Abschnitt 2.3.2), numerischen (Abschnitt 2.3.3), empirischen und semi-analytischen (Abschnitt 2.3.4) sowie hybriden (Abschnitt 2.3.5) Modellen wurden die prinzipiellen Typen herausgegriffen und anhand von Anwendungsbeispielen aus der Zerspanung beschrieben. Zudem wurden die individuellen Stärken und Schwächen des jeweiligen Ansatzes in Bezug auf die Modellierung der thermischen Effekte in Fräsprozessen herausgearbeitet. Danach ging Abschnitt 2.4 auf die Herausforderungen ein, die die Kalibrierung von Wärmequellenmodellen mit Temperaturmesswerten birgt. Hierbei zeigte sich, dass insbesondere für Fräsprozesse große Unsicherheiten aus den zugrundeliegenden Messdaten zu erwarten sind und auch die mathematische Lösung des *IHCP* in vielen Anwendungsfällen nicht eindeutig ausfällt.

Der Abschnitt 2.5 klassifizierte zwei verschiedene Maßnahmentypen, um die Auswirkungen des Prozesses einzuschränken: Reduktions- und Kompensationsmaßnahmen. Die Reduktion sieht eine Optimierung durch geeignete Bearbeitungsstrategien, angepasste Spannvorrichtungen, veränderte Werkzeuge oder Kühlschmierstoffe sowie eine geschickte Kombination von Prozessgrößen vor. Es zeigte sich, dass ein tiefes Prozesswissen über die jeweils vorliegenden Eingriffsverhältnisse sowie die hieraus resultierenden Prozessauswirkungen notwendig ist, um diese in Form einer Regelung kompensieren zu können.

Die in Abschnitt 1.3 als notwendig erachteten Themengebiete wurden in diesem Kapitel aufgegriffen und nach dem aktuellen Stand der Wissenschaft abgedeckt. Somit liegen die für die nachfolgenden Ausführungen erforderlichen Grundlagen vor.

3 Handlungsbedarfe und Zielsetzung

3.1 Ableitung der Handlungsbedarfe

In Abschnitt 2.2.2 wurden relevante Literaturquellen aufgeführt, die den bei einem Zerspanungsprozess in das Werkstück übergehenden Wärmestrom quantifizieren. Der jeweilige Wert besitzt typischerweise nur Gültigkeit für den individuellen Prozess sowie die untersuchte Prozessgrößenkombination. Für einen konstanten Schneideneingriff sind empirische bzw. semi-analytische Beschreibungen (Abschnitt 2.3.4) der Wärmeaufteilung bekannt. Aufgrund des instationären Charakters von Fräsprozessen besitzen diese Modelle hierbei nur eine eingeschränkte Gültigkeit. Verallgemeinerungen der Wärmeaufteilung über ein breiteres Prozessgrößenspektrum werden bei Fräsprozessen selten getroffen. Um dem dieser Dissertation übergeordneten Bedarf einer Reduktion oder Kompensation der Prozessauswirkungen am Werkstück gerecht zu werden, ist jedoch deren Kenntnis bei unterschiedlichen Prozessgrößen erforderlich. Somit ergibt sich der Handlungsbedarf in der Formulierung eines über eine Variation von Prozessgrößen gültigen Modells des Wärmeaufteilungskoeffizienten B (*Handlungsbedarf 1*).

Die Ausführungen im Rahmen des Kapitels 2 – insbesondere des Abschnitts 2.4.3 – zeigen, dass bei der Modellierung von Fräsprozessen die Kalibrierung mit hohen Unsicherheiten behaftet ist. Ursächlich hierfür ist, dass die erforderlichen Messwerte nicht direkt an der Entstehungszone genommen werden können. Die schlechte Zugänglichkeit der unmittelbaren Zerspanungszone sowie deren kontinuierliche Bewegung mit dem Werkzeug verhindern dies. Technisch verbleiben somit nur indirekte Verfahren. In der Literatur stellen üblicherweise Temperaturmesswerte einer zugänglichen, prozessnah gelegenen Stelle die Grundlage der indirekten Kalibrierung dar. Ein indirektes Verfahren auf Basis von Temperaturmesswerten ist das *IHCP*, das, wie in Abschnitt 2.4.3 beschrieben wurde, aus mathematischer Sicht schlecht konditioniert ist. Damit leitet sich der Handlungsbedarf nach Aufstellung eines robusten Verfahrens zur Identifikation des Wärmeaufteilungskoeffizienten B und nach der Bestimmung einer geeigneten physikalischen Datenbasis für dieses Verfahren ab (*Handlungsbedarf 2*).

3 Handlungsbedarfe und Zielsetzung

Wie in Kapitel 1 (*Einleitung*) bereits vorgestellt, wird in dieser Arbeit die physikalische Datenbasis für das inverse Verfahren (*IHEP*) die prozessinduzierte thermisch bedingte Deformation des Werkstücks sein. Das *IHEP* wird mit der vorliegenden Arbeit als neues Verfahren eingeführt. Losgelöst von den aus dem Kapitel *Grundlagen und Stand der Wissenschaft* abgeleiteten Handlungsbedarfen ergibt sich somit die Notwendigkeit einer übergreifenden Methodik, die neben der empirischen Ermittlung der Daten (Deformationen) auch deren systematische Überführung in den Wärmeaufteilungskoeffizienten B umfasst. Der Handlungsbedarf besteht in der Entwicklung dieser übergreifenden Methodik (*Handlungsbedarf 3*).

3.2 Ziel der Arbeit

Das übergeordnete Ziel der vorliegenden Arbeit leitet sich aus *Handlungsbedarf 1* (Abschnitt 3.1) ab:

Die Formulierung eines Modells des Wärmeaufteilungskoeffizienten B in Abhängigkeit mehrerer Prozessgrößen.

Die weiteren beiden identifizierten Handlungsbedarfe ordnen sich der übergeordneten Zielsetzung als Teilziele unter:

1. *Definition eines zum IHCP alternativen inversen Lösungsansatzes zur Identifikation des Wärmeaufteilungskoeffizienten B*

Wie die Ausführungen zum *Handlungsbedarf 2* darlegen, muss in einem ersten Schritt eine geeignete physikalische Datenbasis für das Modell des Wärmeaufteilungskoeffizienten gefunden werden, die nicht die Unzulänglichkeiten der indirekten Messung (inverses Problem) des Wärmeeintrags auf Basis der Temperatur (Abschnitt 2.4.3) aufweist. Ist eine alternative physikalische Größe gefunden, muss diese gegenüber dem bekannten inversen Verfahren, dem *IHCP*, bewertet werden.

2. *Entwicklung einer Methodik zur systematischen Identifikation des Wärmeaufteilungskoeffizienten B*

Aufbauend auf dem alternativen inversen Lösungsansatz muss dann eine Methodik zur systematischen Bestimmung des in das Werkstück übergehenden Anteils der Prozesswärme erarbeitet werden (*Handlungsbedarf 3*). An dieser Stelle sei aus Kapitel 1 wiederholt, dass die thermisch bedingte Deformation der Werkstückstruktur die physikalische Datenbasis für das inverse Verfahren darstellt. Die Methodik muss die nachstehend aufgeführten Möglichkeiten bieten:

-
- die empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen der Werkstückstruktur,
 - die Herstellung des physikalischen Zusammenhangs zwischen der gemessenen thermisch bedingten Deformation und dem Wärmeeintrag in die Werkstückstruktur und
 - die Formulierung des mit der übergeordneten Zielsetzung geforderten Modells des Wärmeverteilungskoeffizienten B in Abhängigkeit der Prozessgrößen.

Mit der Erreichung des übergeordneten Ziels wird die Möglichkeit geschaffen, thermisch bedingte Deformationen an dünnwandigen Werkstückstrukturen zu simulieren und die hierdurch hervorgerufenen Maß-, Form- und Lageabweichungen zu quantifizieren. Auf dieser Basis könnten in zukünftigen Arbeiten Reduktions- und Kompensationsmaßnahmen zur Anwendung gebracht werden.

Die Bearbeitung bezüglich dieser Handlungsbedarfe folgte der in Abschnitt 1.3 beschriebenen Systematik.

4 Arbeitshypothese

4.1 Formulierung

Mit Blick auf die weiteren Ausführungen wird die folgende Arbeitshypothese formuliert, die in den vorhergehenden Kapiteln bereits angesprochen, allerdings noch nicht belegt wurde:

Für den Fall der in dieser Arbeit beschriebenen Fräsbearbeitung stellt die prozessinduzierte thermisch bedingte Deformation einer dünnwandigen Struktur aufgrund ihrer Abhängigkeit vom gesamten im Kontinuum vorliegenden Temperaturfeld eine bessere Basis zur Lösung des inversen Problems dar als ein punktuell und nicht unmittelbar in der Wirkzone des Prozesses gemessener Temperaturwert.

4.2 Modellierung

Um den mit der Arbeitshypothese postulierten Vorteil der thermisch bedingten Deformation gegenüber einem punktuell gemessenen Temperaturwert zu belegen und damit die Arbeitshypothese zu plausibilisieren, wird ein Modell eines abstrahierten Fräsprozesses genutzt, das auf der FEM beruht. Abbildung 4.1 zeigt auf der linken Seite den für den abstrahierten Fräsprozess untersuchten Ausschnitt (in dunkelgrau) der eigentlichen Werkstückstruktur und auf der rechten Seite die Ergebnisse der FE-Simulation (*Details A bis C*) für die Temperatur (T_{P_1} und T_{P_2}) sowie die aus dem Wärmeeintrag resultierende Deformation (u_{y,P_1}) zum Zeitpunkt t_1 . Die Punkte P_1 (prozessabgewandte Stegseite) und P_2 (prozesszugewandte Stegseite) sind jeweils in x -Richtung mittig am Ausschnitt und 1 mm unterhalb der Stegoberseite definiert.

Die Abstraktion sieht eine Reduktion der Komplexität des Fräsprozesses auf die für eine Bewertung wesentlichen Phänomene vor. Hierbei gilt es, insbesondere die in Abschnitt 2.4.3 aufgestellten Bedingungen für eine eindeutige Lösung des IHCP bewerten zu können. Für die vorliegende Abstraktion werden drei Vereinfachungen getroffen:

4 Arbeitshypothese

- Vereinfachung 1* Einschränkung auf die Betrachtung eines Ausschnitts der Stegstruktur (Abbildung 4.1 – dunkelgrauer Teil der Werkstückstruktur)
- Vereinfachung 2* Modellierung der Prozesswärme als stationär wirkende Quelle und Vernachlässigung eines Materialabhubes (Abbildung 4.1 – repräsentiert durch die türkise Fläche und die Wärmestromdichte \dot{q}_{abs})
- Vereinfachung 3* Annäherung des Wärmeeintrags aus den einzelnen Zahneingriffen mittels einer flächig wirkenden und mit einer *Kosinus*-Funktion (zur Repräsentation der aufgrund des zyklischen Schneideneingriffs zeitlichen Veränderlichkeit des Zerspanprozesses) modulierten Wärmestromdichte (Abbildung 4.1 – Zeitverlauf von \dot{q}_{abs} im unteren Teil der Abbildung)

Die *Vereinfachung 1* führt zu einer gut handhabbaren Elementanzahl des *FE*-Modells und somit zu einer kurzen Simulationsdauer. Der Ausschnitt der Stegstruktur ist hierbei so groß gewählt, dass an den Rändern ein vernachlässigbar kleiner Temperaturgradient vorliegt und sich das thermische Verhalten der Struktur somit analog zu dem der Gesamtstruktur verhält. Weil das Modell lediglich zur qualitativen Bestätigung der Arbeitshypothese dient, kann der versteifende Einfluss der angrenzenden Struktur unberücksichtigt bleiben. Mit der *Vereinfachung 2* wird die Vorschubbewegung des Werkzeugs vernachlässigt, wodurch die Modellierung des Materialabhubes entfällt. In dem kurzen Zeitraum des in Abbildung 4.1 dargestellten Wärmeeintrags von 0,5 s legt das Werkzeug unter Annahme einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 170 \text{ m min}^{-1}$, einem Vorschub pro Zahn $f_z = 0,14 \text{ mm}$ sowie einem dreischneidigen Werkzeug ($z = 3$) mit einem Durchmesser $d_F = 16 \text{ mm}$ einen Weg von knapp 12 mm in Vorschubrichtung zurück. Die Abstraktion stellt in Anbetracht der *Bedingung 2* aus Abschnitt 2.4.3 einen Idealfall dar, da durch das stationäre Verhalten der Wärmequelle und deren Lage zu Punkt P_1 ausschließlich der kleinste Abstand bewertet wird. Mit *Vereinfachung 3* wird der Wärmeeintrag auf die von der Werkzeugschneide überstrichene Fläche aufgebracht.

Die Modellierung der sich durch den Fräsprozess kontinuierlich verändernden Werkstückgeometrie erfolgte in dieser Arbeit in der *CAD*-Umgebung *Catia*[®]. Wesentliche Abmessungen des untersuchten Ausschnitts sind auf der linken Seite der Abbildung 4.1 dargestellt. Die Wirkfläche der Wärmequelle ist hierbei auf der Mantelfläche eines Zylinders (Darstellung des Werkzeugs mit dem Durchmesser d_F) mittig am Steg angeordnet und weist eine Fläche von

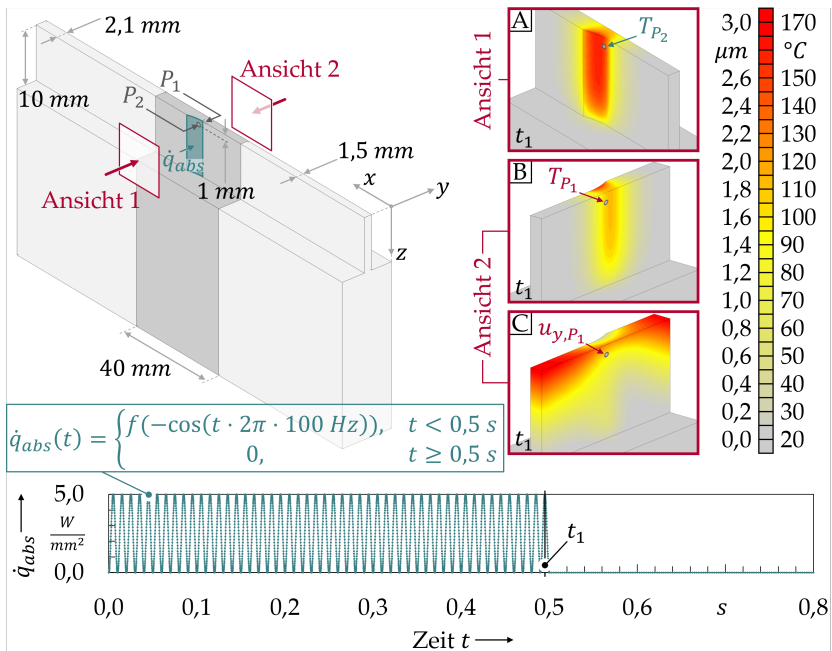


Abbildung 4.1: Schematische Darstellung des untersuchten Ausschnitts (in dunkelgrau) der Werkstückstruktur (links oben); Zeitverlauf der zyklischen Wärmequelle (unten); Ergebnisse der FE-Simulation des Fräsprozesses für die Temperatur auf der Werkseite der Wärmequelle (Detail A) sowie die Temperatur (Detail B) und die Deformation (Detail C) auf der prozessabgewandten Stegseite

31,18 mm² auf. Vernetzt wurde die Geometrie unter Anwendung des *tetmesh*-Vernetzungsalgorithmus in der Softwareumgebung *HyperMesh*[®]. Als Vernetzungselemente wurden Tetraeder mit linearen Ansatzfunktionen gewählt, deren Parameter in Tabelle 4.1 definiert sind. Eine detaillierte Ausführung zur Elementgröße von Tetraedern kann dem später folgenden Abschnitt zur *Definition des Strukturmodells* (Abschnitt 7.3.2) entnommen werden.

Weitere Modelldefinitionen, der Ansatz der Randbedingungen sowie die eigentliche Berechnung der aus der Wärmequelle resultierenden Temperaturverläufe und Deformationen wurden in der *FE*-Softwareumgebung *Marc Mentat*[®] vorgenommen. Dem Modell wurden die Materialeigenschaften des Werkstoffs 1.1730 (C45U) aus der Materialdatenbank der *FE*-Software hinterlegt. Zur Fixie-

4 Arbeitshypothese

Eigenschaft	Wert	Einheit
Elementgröße im Steg	0,3	mm
Elementgröße unterhalb des Stegs	2,0	mm
Wachstumsrate des Netzes ³³	1,2	-

Tabelle 4.1: Netzeigenschaften für das Volumen des Werkstücks

rung des Werkstücks im Raum wurden die auf den Flächen A und B liegenden Knoten K_i (Abbildung 4.2) in ihren Freiheitsgraden eingeschränkt. Die Knoten auf Fläche A (Wirkseite der Wärmequelle) sind in x - und y -Richtung gesperrt, die auf Fläche B (prozessabgewandte Seite) zusätzlich in z -Richtung. Eine Wärmeabfuhr aus dem Werkstück durch freie Konvektion und Strahlung kann vor dem Hintergrund der kurzen Prozesszeiten und der geringen Oberflächentemperaturen vernachlässigt³⁴ werden.

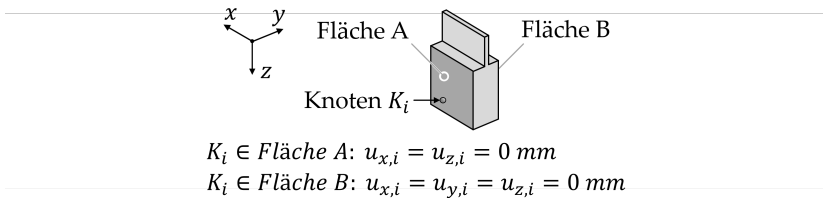


Abbildung 4.2: Schematische Darstellung der Knotenfixierung am FE-Modell des Werkstücks

Die ersten 0,5 s der Simulation, der Zeitbereich des Wärmeeintrags (s. Zeitverlauf von \dot{q}_{abs} in Abbildung 4.1), wurden mit einer Zeitschrittweite von $\Delta t = 0,000123 \text{ s}$ (4000 Inkremente) diskretisiert. Im Zeitbereich t von 0,5 bis 0,8 s wurde die Zeitschrittweite mit $\Delta t = 0,0025 \text{ s}$ (120 Inkremente) festgelegt,

³³ In der Software *HyperMesh*[®] ist die Wachstumsrate des Netzes als Faktor definiert, um den sich die Länge einer Elementkante über eine Ebene an Elementen hinweg verändern darf.

³⁴ Für geringe Oberflächentemperaturen bestätigen SCHULZE et al. (2009) diese Aussage. In KLOCKE et al. (2013) und MING et al. (2003) bleibt der Einfluss der freien Konvektion und der Strahlung in zu dieser Arbeit vergleichbaren Fällen ebenfalls unberücksichtigt. Für andere Anwendungsfälle mit höheren Oberflächentemperaturen und einer längeren Prozessdauer sollten die beiden Effekte hingegen einbezogen werden. AFRASIABI et al. (2021a, S. 748 f.) zeigen anhand einer Spannungs-simulation mittels der SPH-Methode, dass durch die Berücksichtigung von freier Konvektion und Strahlung ein wesentlich genaueres Abbild der Realität im Hinblick auf die Spanform und die Zerspankräfte erreicht wird.

da dort keine schnellen Veränderungen zu erwarten waren.

Im nachfolgenden Abschnitt 4.3 wird das thermomechanische Verhalten der in Abbildung 4.1 dargestellten Werkstückstruktur als Reaktion auf den beschriebenen Wärmeeintrag anhand von simulierten zeitlichen Temperatur- und Deformationsverläufen in den Punkten P_1 und P_2 (Abbildung 4.1, *links*) analysiert. Die Vorgänge in der Wirkzone werden dabei durch die Oberflächentemperatur T_{P_2} (Abbildung 4.1, *Detail A*) repräsentiert. In den weiteren Ausführungen wird diese Temperatur als *Ursache* bezeichnet. Die *Auswirkungen* werden in Form der Temperatur T_{P_1} (Abbildung 4.1, *Detail B*) und der Deformation des Steges in der y -Richtung u_{y,P_1} (Abbildung 4.1, *Detail C*) veranschaulicht.

4.3 Plausibilisierung

4.3.1 Temperaturen

Abbildung 4.3 zeigt die Simulationsergebnisse der Temperatur T_{P_1} und T_{P_2} an den in Abschnitt 4.2 beschriebenen Punkten P_1 und P_2 . \bar{T}_{P_1} und \bar{T}_{P_2} bezeichnen jeweils den mittleren Temperaturanstieg über die Zeit t . Die mittleren Temperaturverläufe \bar{T}_{P_1} und \bar{T}_{P_2} werden analog zu T_{P_1} und T_{P_2} (Abschnitt 4.2) simuliert. Statt der *Kosinus*-Funktion wird eine konstante Wärmequelle mit $\bar{q}_{abs} = 2,5 \text{ W mm}^{-2}$ am Werkstück angesetzt, die dem Mittelwert der Wärmequelle \dot{q}_{abs} über den gesamten Zeitraum der Wärmeeinbringung entspricht. Die eingebrachte Wärmemenge ist somit für beide Fälle gleich.

Bei der Gegenüberstellung der beiden Temperaturverläufe $T_{P_1}(t)$ und $T_{P_2}(t)$ aus Abbildung 4.3 werden die folgenden Erkenntnisse gewonnen:

1. Zu Beginn (Abbildung 4.3, *Detail A*) der Simulation ist eine deutliche Verzögerung im Anstieg des Temperaturverlaufs T_{P_1} gegenüber T_{P_2} zu erkennen. Bis am Punkt P_1 ein signifikanter Temperaturanstieg zu verzeichnen ist, vergehen rund 0,025 s.
2. Nach der Deaktivierung des Wärmeeintrags (Abbildung 4.3, *Detail B*) zum Zeitpunkt $t = 0,5 \text{ s}$ tritt ebenfalls eine Zeitverzögerung auf. Die Temperatur T_{P_1} steigt über einen Zeitraum von 0,025 s weiter an, bis ein Temperaturabfall an der Wirkstelle P_1 eintritt.
3. Die zyklische Wärmeeinbringung führt an der Wirkfläche der Wärmequelle zu Temperaturschwankungen (T_{P_2}). In Punkt P_1 ist hingegen ein kontinuierlicher Temperaturanstieg zu beobachten, dessen Gradient, nach anfänglicher Verzögerung und solange die Wärmequelle \dot{q}_{abs} wirkt, mit

4 Arbeitshypothese

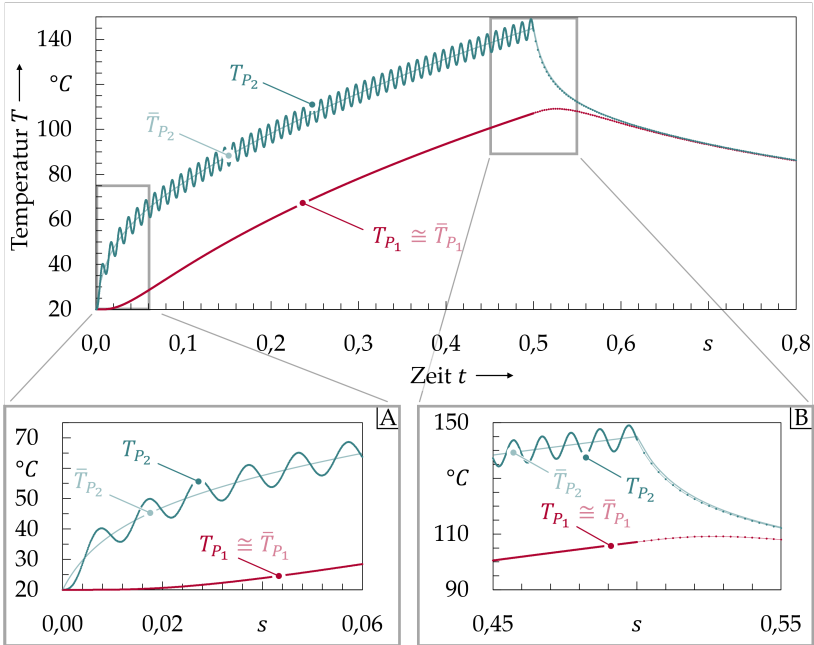


Abbildung 4.3: Gegenüberstellung der simulierten Temperatur T_{P_2} auf der Wirkfläche einer Wärmequelle (Ursache) mit der simulierten Temperatur T_{P_1} auf der prozessabgewandten Seite des Kontinuums (Auswirkungen); Detail A zeigt den Zeitbereich nach der Aktivierung der Wärmequelle; Detail B zeigt den Zeitbereich um die Deaktivierung der Wärmequelle

dem mittleren Temperaturanstieg der Wirkfläche \bar{T}_{P_2} korreliert. Die Temperaturdifferenz zwischen T_{P_1} und \bar{T}_{P_2} scheint in diesem Bereich annähernd konstant zu sein. Dieser Zustand tritt jeweils knapp 0,1 s nach der Aktivierung und der Deaktivierung der Wärmequelle ein.

Die beiden ersten Beobachtungen sind auf die endliche Temperaturleitfähigkeit³⁵ a des Materials zurückzuführen. Diese ist charakteristisch für die Ge-

³⁵ Die Temperaturleitfähigkeit a steht für das Verhältnis aus der volumenspezifischen Wärmeleitfähigkeit λ und der Wärmespeicherfähigkeit $\rho \cdot c_p$ (volumetrische Wärmekapazität) eines Materials. Bei einer geringen Temperaturleitfähigkeit a wird der Großteil eines lokal eingebrachten Wärmestroms im Material nahe der Stelle der Einbringung gespeichert und nur ein kleiner Teil weitergeleitet. (HERWIG 2000, S. 231)

schwindigkeit des Temperatursausgleichs im Kontinuum. Auch die letzte Beobachtung steht in Zusammenhang mit der Temperaturleitfähigkeit a . Je geringer die Temperaturleitfähigkeit a ist, desto größer ist die Abmilderung von Temperaturschwankungen über die Eindringtiefe in ein Kontinuum. In BAEHR & STEPHAN (2019) wird diese Abmilderung als Dämpfung bezeichnet. Die Auswirkung dieser Dämpfung über die Materialdicke soll am Beispiel eines halbbunendlichen Körpers³⁶ nach BAEHR & STEPHAN (2019, S. 178 ff.) erläutert werden: An der Oberfläche des halbbunendlichen Körpers wird eine harmonische Schwankung der Temperatur mit der Amplitude ϑ_Δ und der Kreisfrequenz ω (Schwankungsdauer t_0) um einen Temperaturgrundwert ϑ_m angenommen. Zur Beschreibung des Temperaturfelds $\vartheta(x_\vartheta, t)$ mit zunehmender Eindringtiefe x_ϑ in den halbbunendlichen Körper wählten BAEHR & STEPHAN (2019) den Ansatz

$$\vartheta(x_\vartheta, t) = \vartheta_m + \vartheta_\Delta \cdot e^{-m \cdot x_\vartheta} \cdot \cos(\omega \cdot t - m \cdot x_\vartheta). \quad (4.1)$$

Der Ansatz erfüllt die Wärmeleitungsgleichung

$$\frac{\delta \vartheta(x_\vartheta, t)}{\delta t} = a \cdot \frac{\delta^2 \vartheta(x_\vartheta, t)}{\delta x_\vartheta^2} \quad (4.2)$$

für $t \geq 0$ und $x \geq 0$ dann, wenn die Ersatzvariable

$$m = \sqrt{\frac{\omega}{2 \cdot a}} \quad (4.3)$$

ist. Als Maß für die Dämpfung wird der Dämpfungsfaktor n_ϑ eingeführt. n_ϑ ist als Verhältnis der Temperaturamplitude an der Oberfläche des Kontinuums mit

$$\vartheta(x_\vartheta = 0, t) - \vartheta_m = \vartheta_\Delta \cdot e^{-m \cdot 0} = \vartheta_\Delta \quad (4.4)$$

zur Temperaturamplitude in der Tiefe x_ϑ mit

$$\vartheta(x_\vartheta, t) - \vartheta_m = \vartheta_\Delta \cdot e^{-m \cdot x_\vartheta} \quad (4.5)$$

definiert. Die Phasenverschiebung der Temperaturschwankung aus Gleichung 4.1 bleibt aufgrund des Vergleichs maximal auftretender Amplituden unberück-

³⁶ Wengleich die Annahme des halbbunendlichen Körpers für die in dieser Arbeit betrachteten dünnwandigen Strukturen nicht zutrifft, lässt sich mit diesem Ansatz die Dämpfung über die Materialtiefe anschaulich darstellen. Die korrekte Lösung unter Einbeziehung aller Beschränkungen liefert die FE-Simulation.

4 Arbeitshypothese

sichtigt. Für n_ϑ ergibt sich somit:

$$n_\vartheta = e^{\sqrt{\frac{\omega}{2\alpha}} \cdot x_\vartheta}. \quad (4.6)$$

Im Fall der mit Abschnitt 4.2 eingeführten Modellvorstellung ergibt sich in einer Materialtiefe von 1,5 mm, bei dem verwendeten Werkstoff 1.1730 (C45U) und einer Modulation der Wärmequelle mit einer Frequenz von 100 Hz, eine prozentuale Dämpfung n_ϑ^{-1} (Inverse des Dämpfungsfaktors) der Temperaturamplitude von der Wirkstelle zur Messposition auf 0,043 % des Ausgangswerts. Die nachfolgende Abbildung 4.4 veranschaulicht, dass die Dämpfung für alle im Rahmen des weiteren Verlaufs dieser Arbeit untersuchten Konfigurationen (grün hinterlegter Bereich) sehr hohe Werte annimmt. Dadurch fällt die Temperaturschwankung in der Tiefe des Materials bzw. auf der Rückseite des Stegs vernachlässigbar gering aus.

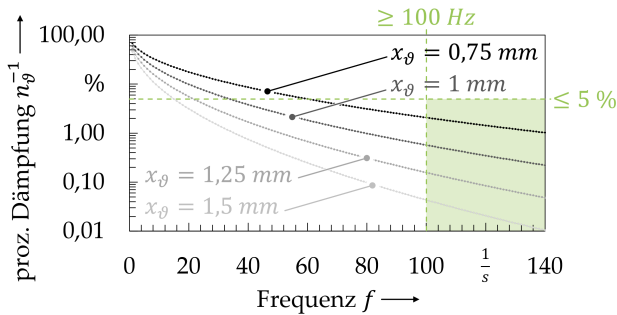


Abbildung 4.4: Dämpfung einer Temperaturschwankung über die Anregungsfrequenz für verschiedene Materialtiefen bei dem Werkstoff 1.1730 (C45U)

Aus den Überlegungen zur Dämpfung von Temperaturschwankungen über die Eindringtiefe lässt sich die nachfolgende Aussage ableiten:

Ab einem gewissen Abstand zur Wirkzone und einer für Fräsprozesse üblichen Schneideneintrittsfrequenz lässt sich aus einer Temperaturmessung aufgrund der begrenzten Messauflösung keine Aussage über die Intensitätsverteilung der Wärmequelle und deren zeitabhängiges Wirken ableiten. Solange der mittlere Wärmeintrag gleichbleibend ist, existieren somit mehrere unterschiedliche Lösungen für das IHCP.

Die vorangegangenen Ausführungen zur Auswirkung der Wärmequelle auf die Temperatur im Punkt P_1 verdeutlichen, dass mit anwachsendem Abstand des

Punkts P_1 von der Wirkstelle die an diesem Punkt erfassten Temperaturen T_{P_1} zunehmend zeitlich verzögert gegenüber der Wirkstelle sind. Hierauf basiert auch die in Abschnitt 2.4.3 von FRĄCKOWIAK et al. (2010, S. 2123) für das IHCP aufgestellte Forderung nach einem möglichst geringen Abstand zwischen Wirk- und Messstelle. Dass diese Forderung im vorliegend untersuchten Fall der Fräsbearbeitung einer dünnwandigen Stegstruktur nicht erfüllt werden kann, resultiert nach Abschnitt 2.4.3 in einer *schlechten Konditionierung* des IHCP.

4.3.2 Deformationen

In Abbildung 4.5 ist mit der Deformation u_{y,P_1} in y-Richtung des Stegs im Punkt P_1 die weitere und für diese Arbeit entscheidende Auswirkung des Wärmeeintrags visualisiert. Da eine seitliche Deformation eine inhomogene Temperaturverteilung im Körper voraussetzt, ist in der Abbildung die Temperaturdifferenz zwischen Vorder- und Rückseite des Steges $\Delta T_{P_1,P_2}$ als Indikator des Temperaturfelds dargestellt. Im Folgenden wird dargelegt, inwiefern sich diese Deformation eignet, um Rückschlüsse auf die Wärmequelle zu ziehen.

Nachfolgend werden die charakteristischen Merkmale der Deformation u_{y,P_1} und der Temperaturdifferenz $\Delta T_{P_1,P_2}$ beschrieben:

1. Die Deformation u_{y,P_1} und die Temperaturdifferenz $\Delta T_{P_1,P_2}$ gleichen sich in ihren Verläufen annähernd über den gesamten simulierten Zeitbereich hinweg.
2. Die Aktivierung der Wärmequelle (Abbildung 4.5, *Detail A*) zum Zeitpunkt $t = 0$ s und ihre Deaktivierung (Abbildung 4.5, *Detail B*) zum Zeitpunkt $t = 0,5$ s zeigen eine unmittelbare Wirkung im Deformationssignal u_{y,P_1} .
3. Nach dem Eintritt einer mit guter Näherung konstanten mittleren Temperaturdifferenz $\Delta \bar{T}_{P_1,P_2}$ nimmt mit etwas Verzögerung auch die Deformation einen konstanten mittleren Wert \bar{u}_{y,P_1} an.
4. In der gemessenen Deformation u_{y,P_1} ist eine deutliche, der Temperaturschwankung auf der Wirkfläche ähnliche Schwankung ersichtlich.
5. Zwischen den Schwankungen im Deformationssignal u_{y,P_1} und der Temperatur an der Wirkfläche T_{P_2} (Abbildung 4.5, *Detail A*) sowie der aufgeprägten Wärmequelle \dot{q}_{abs} (Abbildung 4.1, unten) liegt eine sehr geringe, in den beiden Abbildungen 4.1 und 4.5 kaum ersichtliche Phasenverschiebung vor.

Bevor auf die einzelnen Beobachtungen näher eingegangen wird, soll hier der Wirkmechanismus aus Abschnitt 2.2 erneut aufgegriffen werden:

4 Arbeitshypothese

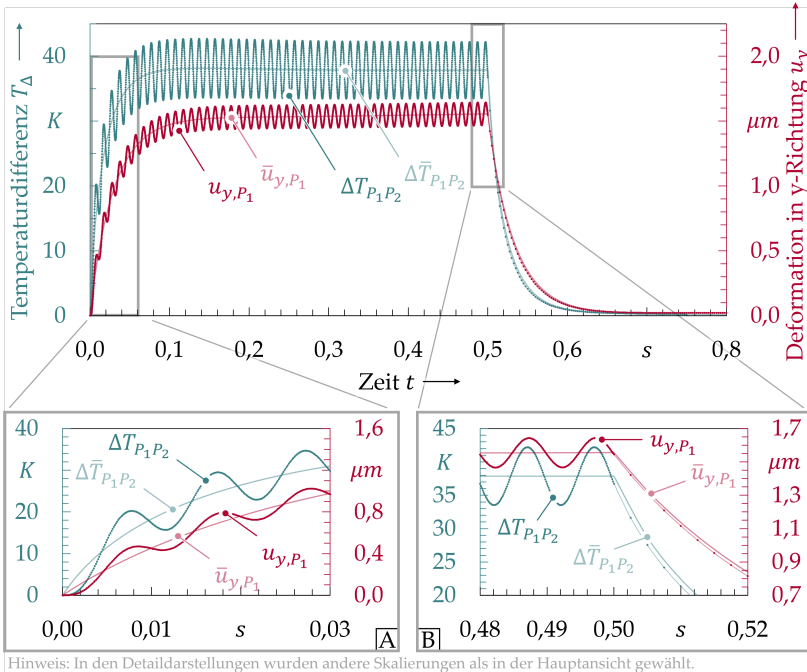


Abbildung 4.5: Gegenüberstellung der Temperaturdifferenz $\Delta T_{P_1, P_2}$ zwischen den Stegseiten an den virtuellen Messpunkten P_1 und P_2 und der simulierten Deformation u_{y, P_1} auf der prozessabgewandten Seite des Kontinuums (Auswirkung); Detail A zeigt den Zeitbereich nach der Aktivierung der Wärmequelle; Detail B zeigt den Zeitbereich um die Deaktivierung der Wärmequelle

Die thermisch bedingte Deformation ist das Resultat eines räumlichen Temperaturfelds im Werkstück. An jeder von der Ausgangstemperatur abweichenden Stelle tritt aufgrund der materialinhärenten Wärmeausdehnung α eine lokale Dehnung auf. Wirken die Dehnungen asymmetrisch auf eine Struktur, kommt es an dieser zu Verzügen.

Mit der Aktivierung oder Deaktivierung der Wärmequelle verändert sich das Temperaturverhalten an der Wirkfläche. Die Reaktion der Struktur erfolgt nach der vorstehenden Beschreibung des Wirkmechanismus unmittelbar in Form lokaler Dehnungen. Diese wiederum wirken sich aufgrund ihrer asymmetrischen Verteilung in einer makroskopischen Deformation des Werkstücks u_{y, P_1} aus

(*erstes Merkmal*). Dieser Vorgang ist so lange zu beobachten, bis sich zwischen den Punkten P_1 und P_2 eine annähernd konstante mittlere Temperaturdifferenz $\Delta \bar{T}_{P_1, P_2}$ einstellt (*zweites Merkmal*). Die asymmetrische Verteilung des Temperaturfelds verändert sich nun nicht mehr, lediglich das Temperaturniveau im Steg steigt an (Abbildung 4.3). Somit stellt sich auch für die Deformation ein nahezu konstanter mittlerer Verlauf \bar{u}_{y, P_1} ein. Mit dem Zeitpunkt des Temperaturausgleichs zwischen den Punkten P_1 und P_2 ($t > 0,64$ s) kann zwischen beiden Punkten von einer weitestgehend ausgeglichenen Temperatur über den Steg ausgegangen werden ($\Delta T_{P_1, P_2} \approx 0$), weshalb auch die Deformation u_{y, P_1} gering ausfällt. Vor dem Hintergrund der initialen Erläuterungen zu den thermisch induzierten Deformationen ist die Beobachtung von gleichfrequenten Schwankungen (*drittes Merkmal*) im Deformationssignal nicht weiter verwunderlich. Hier wirkt der gleiche Mechanismus, der auch zu Beginn der Wärmequellenwirkung ($t = 0$) für einen unmittelbaren Anstieg der Deformation sorgt. Dass die Schwankung eine leichte Phasenverschiebung aufweist (*viertes Merkmal*), ist mit der im vorherigen Abschnitt 4.3.1 dargelegten Tiefendämpfung und der hiermit verbundenen Phasenverschiebung (Gleichung 4.1) zu erklären. Jeder einzelne Punkt im für die Deformation relevanten Temperaturfeld weist seine individuelle Phasenverschiebung auf. Die Phasenverschiebung des Deformationsverlaufs setzt sich somit aus den kumulierten individuellen Phasenverschiebungen der einzelnen Punkte zusammen.

Die vorgestellten Untersuchungen auf Modellbasis zeigen, dass auf der prozessabgewandten Seite des Werkstücks gemessene Deformationen einer dünnwandigen Struktur geeignet sind, um auf eine an dieser Struktur, aber an anderer Stelle, wirkende Wärmequelle schließen zu können. Besonders hervorzuheben ist die unmittelbare Reaktion der Deformation auf die Wärmequelle.

4.4 Fazit und Kapitelüberleitung

Die Abschnitte 4.3.1 und 4.3.2 machen deutlich, dass aus der Deformation (repräsentiert durch die Größe u_{y, P_1}) wesentlich detailliertere Rückschlüsse auf das Geschehen an der Wirkstelle des Prozesses (repräsentiert durch die Größe T_{P_2}) gezogen werden können als aus der Temperatur (repräsentiert durch die Größe T_{P_1}). Diese Aussage basiert im Wesentlichen auf der unmittelbaren Reaktion der Deformation u_{y, P_1} auf Veränderungen der Wärmequelle, das heißt ohne relevante zeitliche Verzögerungen. Zurückzuführen ist das Verhalten auf die Abhängigkeit der Deformation vom gesamten im Kontinuum vorliegenden Temperaturfeld und somit indirekt auch von den Temperaturen in der Wirkzone der Wärmequelle. Eine Voraussetzung für das geschilderte Vorgehen ist jedoch,

4 Arbeitshypothese

dass die Ausprägung der Werkstückstruktur eine thermische Deformation an der Messstelle zulässt und diese mit ausreichender Genauigkeit erfasst werden kann. Die Temperatur T_{P_1} weist dagegen ein deutlich trägeres Verhalten auf, was mit der endlichen materialinhärenten Temperaturleitfähigkeit a und dem Effekt einer Dämpfung bei zunehmendem Abstand der Erfassungs- von der Wirkstelle begründet wird.

Die anfänglich aufgestellte Arbeitshypothese (Abschnitt 4.1) kann vor dem Hintergrund der aufgeführten Vorteile der Deformation als besser geeignete Datenbasis zur Identifikation des Wärmeverteilungskoeffizienten gegenüber der Temperatur als bestätigt angesehen werden. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird deshalb darauf zurückgegriffen und der Ansatz, wie in Abschnitt 1.1 bereits eingeführt, als *IHEP* bezeichnet.

Damit ist das erste Teilziel (Abschnitt 3.2), einen zum *IHCP* alternativen und besser geeigneten inversen Lösungsansatz zu definieren, erreicht. Der Systematik aus Abschnitt 1.3 folgend, kann nun aufbauend auf dem *IHEP* eine Methodik zur Bestimmung des in das Werkstück übergehenden Anteils der Prozesswärme entwickelt werden (zweites Teilziel).

5 Methodik zur Identifikation des Wärmeaufteilungskoeffizienten

5.1 Übersicht über die Methodik

Die Methodik beschreibt ein systematisches Vorgehen, um aus einer gemessenen thermisch bedingten Deformation der Werkstückstruktur den Wärmeaufteilungskoeffizienten B für ein breites Feld von Prozessgrößen zu bestimmen. Sie setzt sich aus drei Bestandteilen (Methoden) zusammen (Abbildung 5.1):

- *Methode 1*: Empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen
- *Methode 2*: Simulation der thermisch bedingten Deformationen
- *Methode 3*: Lösung des inversen Wärmeexpansionsproblems

Der Wirkzusammenhang der Methoden ist in Abbildung 5.1 durch Pfeile visualisiert. Dabei repräsentiert $u_{y,th}$ eine thermisch bedingte Deformation der Werkstückstruktur, während T für den Temperaturwert an einem Punkt auf der Oberfläche des Werkstücks steht. Mit den beiden ersten Methoden wird die Datenbasis zur Formulierung von zwei Ersatzmodellen (empirisch und simulationsbasiert) erarbeitet. Die Ersatzmodelle geben mit $\hat{u}_{y,th,Mess}$ eine prädierte empirische und mit $\hat{u}_{y,th,Sim}$ eine prädierte simulationsbasierte thermisch bedingte Deformation eines Punkts auf der Werkstückoberfläche wieder, wobei letzteres Ersatzmodell gegenüber dem ersten Ersatzmodell um den Einfluss des Wärmeaufteilungskoeffizienten B erweitert ist. Hierauf aufbauend wird eine Funktion des Wärmeaufteilungskoeffizienten aufgestellt, für die das simulationsbasierte Ersatzmodell der thermisch bedingten Deformation mit den Werten des empirischen Ersatzmodells bestmöglich übereinstimmt (Lösung des *IHEP*). Auf die Methoden wird im Einzelnen in den Kapiteln 6, 7 und 8 eingegangen. Darin wird das Vorgehen anhand einer bestimmten (nach Herstellerempfehlung gewählten) Kombination von Prozessgrößen veranschaulicht. Gemäß Kapitel 9 werden die einzelnen Bestandteile der Methodik für eine vollfaktorielle Variation der definierten Prozessgrößen angewandt und abschließend bewertet.

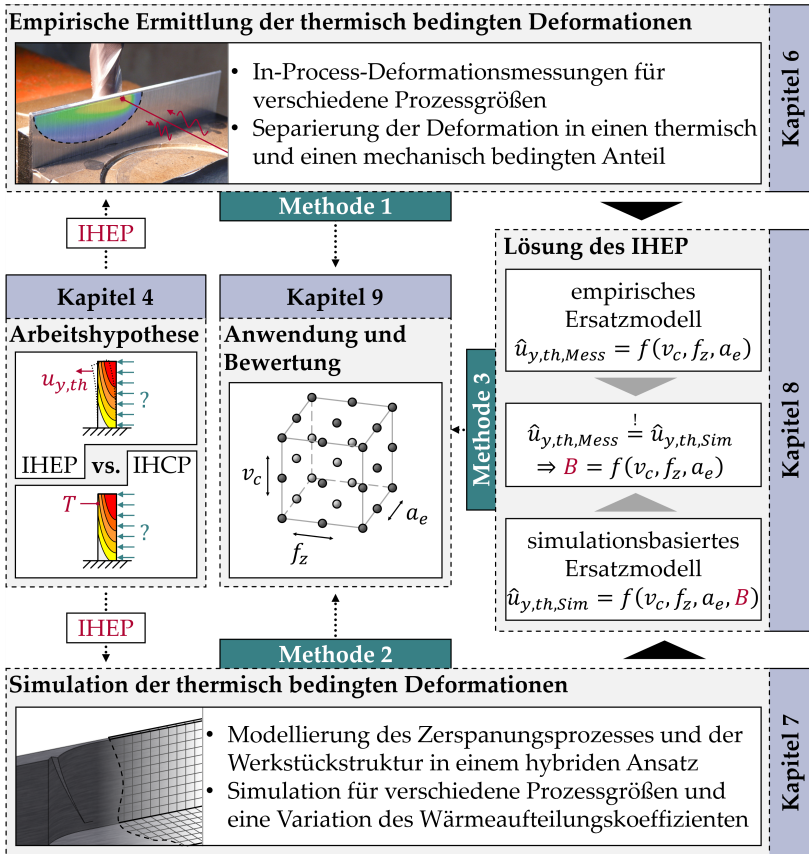


Abbildung 5.1: Übersichtsschaubild der Methodik

5.2 Bestandteile der Methodik im Überblick

5.2.1 Methode 1: Empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen

Die Methode 1 (Abbildung 5.1) beinhaltet ein Vorgehensmodell, das die empirische Ermittlung von thermisch bedingten Deformationen ermöglicht. Abbildung 5.2 stellt schematisch die hierfür zur Anwendung zu bringenden Bausteine und deren Zusammenwirken dar.

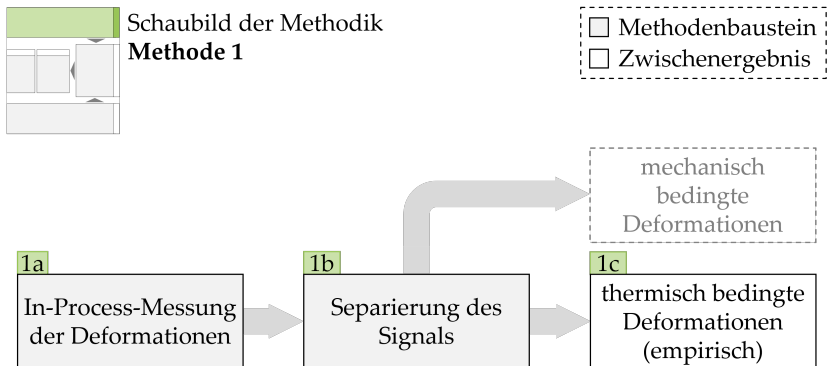


Abbildung 5.2: Übersichtsschaubild der Methode 1 zur empirischen Ermittlung thermisch bedingter Deformationen (detailliert beschrieben in Kap.6)

Im ersten Schritt werden die Deformationen systematisch, d. h. unter Anwendung von Methoden der statistischen Versuchsplanung (*Baustein 1a*), erfasst. Die Messung muss innerhalb des definierten Werte-Raums der Prozessgrößen an einem stationären Punkt des Werkstücks während des laufenden Prozesses erfolgen. In *Baustein 1b* werden die gemessenen Deformationssignale in einen mechanisch und einen thermisch (*Baustein 1c*) bedingten Anteil separiert. Dies ist unter gewissen Rahmen- und Eingriffsbedingungen, die für den vorliegenden Prozess gegeben sind, möglich. In Kapitel 6 werden die Einzelheiten der empirischen Modellierung des Fräsprozesses vertieft behandelt.

5.2.2 Methode 2: Simulation der thermisch bedingten Deformationen

Die Simulation der thermisch bedingten Deformationen (Abbildung 5.1, *Methode 2*) stellt das virtuelle Pendant zur *Methode 1* (Abschnitt 5.2.1) dar. Hierbei wird ein Modell entwickelt, anhand dessen die prozessinduzierten thermisch bedingten Werkstückdeformationen in Abhängigkeit von Prozessgrößen und des Wärmeaufteilungskoeffizienten simuliert werden können. Die schematische Abfolge der zur Anwendung zu bringenden Bausteine zeigt Abbildung 5.3.

Zunächst wird die Bearbeitungsaufgabe in Form eines hybriden Modells (*Baustein 2a*), bestehend aus einem *FE*-Modell des Werkstücks und einem daran gekoppelten semi-analytischen Zerspankraftmodell, abgebildet. Die thermisch bedingte Deformation der Werkstückstruktur (*Baustein 2c*) wird auf Basis einer

5 Methodik zur Identifikation des Wärmeverteilungskoeffizienten

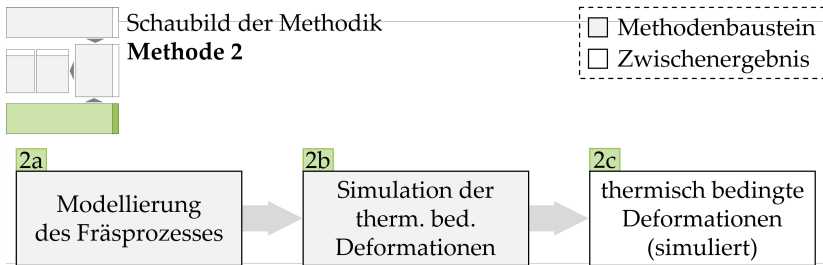


Abbildung 5.3: Übersichtsschaubild der Methode 2 zur Simulation thermisch bedingter Deformationen (detailliert beschrieben in Kap. 7)

Materialabhubsimulation³⁷ für den aus der empirischen Messung bekannten Werte-Raum der Prozessgrößen simuliert (*Baustein 2b*), allerdings mit einer Erweiterung: Neben der Variation der Prozessgrößen wird zusätzlich die Wärmequelle in unterschiedlicher Intensität angesetzt. Dieses Vorgehen schafft den Zusammenhang zwischen Wärmequelle und Deformation und ermöglicht so im weiteren Vorgehen die Lösung des inversen Problems. Details der simulationsbasierte Modellierung des Fräsprozesses werden in Kapitel 7 erläutert.

5.2.3 Methode 3: Lösung des inversen Wärmeexpansionsproblems

Das Ziel der dritten Methode (Abbildung 5.1, *Methode 3*) ist die Ableitung des gesuchten Wärmeverteilungskoeffizienten B als Funktion der Prozessgrößen aus den empirisch und simulativ ermittelten thermisch bedingten Deformationen. Abbildung 5.4 visualisiert die eingesetzten Bausteine und deren Verknüpfung.

Aus den Messdaten des thermisch bedingten Deformationsanteils (*Baustein 1c*) wird zunächst ein Ersatzmodell (*Baustein 3a*) abgeleitet, das den Zusammenhang zwischen charakteristischen Größen³⁸ des Messsignals und den Prozessgrößen abbildet. Analog hierzu wird auch aus den virtuell gewonnenen thermisch

³⁷ Der Spanabhub wird nicht im Sinne einer Spanbildungssimulation (Abschnitt 2.3.3) simuliert, sondern als eine mit der Vorschubbewegung und der Rotation der Schneiden fortschreitende Auflösung des Werkstückkörpers.

³⁸ Als einzige charakteristische Größe dient in dieser Dissertation der Maximalwert der thermischen Deformation im Zeitverlauf. Prinzipiell können mit dem vorgestellten Verfahren auch zusätzliche weitere beschreibende Größen, wie Steigungen oder Parameter eines Curve-Fitting, berücksichtigt werden.

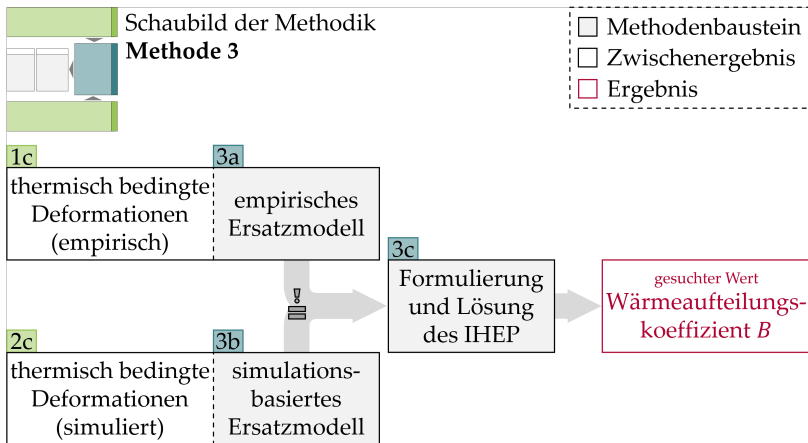


Abbildung 5.4: Übersichtsschaubild der Methode 3 zur Lösung des inversen Wärmeexpansionsproblems (detailliert beschrieben in Kap. 8)

bedingten Deformationen (Baustein 2c) ein Ersatzmodell (Baustein 3b) geschaffen, das den Zusammenhang zwischen den charakteristischen Merkmalen, den Prozessgrößen und hier zusätzlich dem Einfluss des Wärmeverteilungskoeffizienten herstellt. Die experimentelle Natur des ersten Ersatzmodells bildet hierbei die Kalibrierungsgrundlage. Mit dem zweiten Ersatzmodell wird der funktionale Zusammenhang zwischen Wärmequelle, Prozessgrößen und Deformation beigesteuert. Aus der Bedingung, dass beide Ersatzmodelle für identisch gewählte Prozessgrößen die gleiche thermisch bedingte Deformation aufweisen müssen, wird das inverse Problem, hier das *IHEP*, formuliert und anschließend gelöst (Baustein 3c). Einzelheiten der Zusammenführung der Ersatzmodelle aus Messung und Simulation sind Inhalt des Kapitels 8.

5.3 Versuchsbedingungen

Für die weiteren Ausführungen werden zunächst die in Abschnitt 1.2 definierten Rahmenbedingungen konkretisiert. Dies umfasst die zu variierenden Prozessgrößen und ihre Grenzen sowie die Werkzeug- und die Werkstückgeometrie. Damit wird eine vollständige Beschreibung der Versuchsbedingungen erreicht.

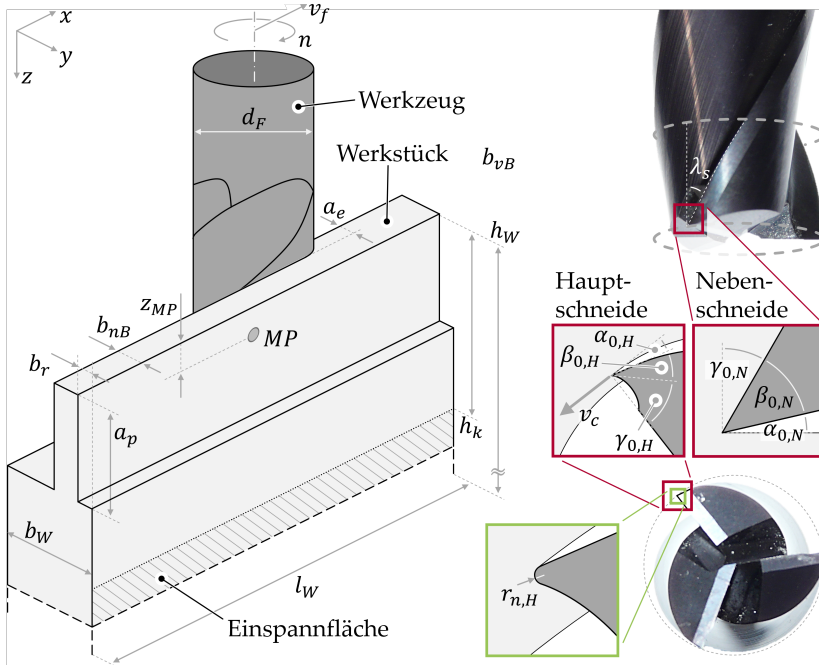


Abbildung 5.5: Schematische Darstellung des betrachteten Fräsprozesses (links) und des verwendeten Werkzeugs (rechts) zur Visualisierung der relevanten Prozessgrößen sowie der Werkzeug- und Werkstückgrößen

In Abbildung 5.5 ist die in Kapitel 1 und 2 eingeführte abstrahierte Stegstruktur darstellt und um die relevanten Prozessgrößen erweitert. Die Bezeichnungen richten sich hierbei nach den Normen DIN 6580 (1985), DIN 6581 (1985), DIN 6582 (1988) und DIN 6529 (1992).

Erneut aufgegriffen seien an dieser Stelle die Eingrenzungen aus dem Betrachtungsrahmen (Abschnitt 1.2) mit

- dünnwandig auskragende Werkstückstrukturen,
- dem Einsatz von Umfangsstirnfräsern,
- Untersuchungen am formgebenden Schlichtprozess,
- einer Trockenbearbeitung und
- einem dynamisch stabilen Fräsprozess.

Für die im Rahmen der Arbeit durchgeführten Untersuchungen an der Stegstruktur wurde der Werkstoff 1.1730 (C45U)³⁹, ein unlegierter Werkzeugstahl, verwendet. Die relevanten werkstoffspezifischen Daten sind in Tabelle 5.1 für eine Bezugstemperatur von 20 °C aufgeführt. Die Wahl des Werkstoffs resultierte aus den Gegebenheiten des Forschungsprojekts, in dessen Rahmen die vorliegende Arbeit entstand. Für die in der Einleitung als Anwendungsbeispiel angeführte Luft- und Raumfahrtindustrie besitzt der Werkstoff keine wesentliche Relevanz, allerdings ist die in dieser Arbeit vorgestellte Methodik allgemeingültig formuliert und somit auch auf weitere sich physikalisch ähnlich verhaltende Werkstoffe anwendbar. Insbesondere für Titanlegierungen, die nach ABELE et al. (2011, S. 34) mit einem Materialanteil von über 14 % eines Flugzeugs verstärkt als Strukturkomponenten in der Luftfahrtindustrie zum Einsatz kommen, sind aufgrund ihrer geringen Temperaturleitfähigkeit stark ausgeprägte thermische Deformationen zu erwarten.

Parameter	Benennung	Wert	Einheit
R_m	Festigkeit	650	N mm ⁻²
ρ	Dichte	7850	kg m ⁻³
λ	Wärmeleitfähigkeit	41,7	W m ⁻¹ K ⁻¹
c_p	spezifische Wärmekapazität	461	J kg ⁻¹ K ⁻¹
α	Wärmeausdehnungskoeffizient	11,9 · 10 ⁻⁶	K ⁻¹

Tabelle 5.1: Liste der mechanischen und thermischen Parameter des Werkstoffs 1.1730 (C45U)

Die Werkstückabmessungen nach Abbildung 5.5 sind in Tabelle 5.2 beziffert.

Bei dem eingesetzten Werkzeug (Abbildung 5.5, *rechts*) handelt es sich um einen beschichteten⁴⁰ Vollhartmetall-(VHM)-Umfangsstirnfräser⁴¹ mit gleichwinkliger Zahnteilung ϕ_z und dem Drallwinkel λ_s , der laut Herstellerangaben für eine Bearbeitung ohne KSS geeignet ist. Einen Eckenradius weist das Werkzeug nicht auf. Werkzeugspezifische Geometriedaten sind in Tabelle 5.3 aufgeführt.

³⁹ Zusammensetzung: 0,45 % C; 0,3 % Si; 0,7 % Mn (in Massenprozent)

⁴⁰ TiAlN-Beschichtung (Herstellerbezeichnung MF4)

⁴¹ Hersteller: MAPAL Fabrik für Präzisionswerkzeuge Dr. Kress KG
Typ: Optimill[®]-Uni SCM13 in langer Ausführung

5 Methodik zur Identifikation des Wärmefteilungskoeffizienten

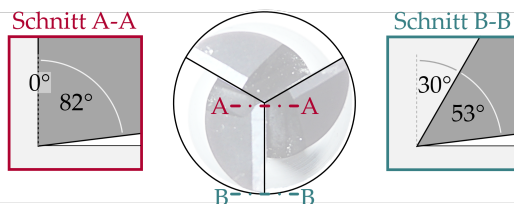
Parameter	Benennung	Wert	Einheit
b_{nB}	verbleibende Stegdicke nach Bearbeitung	1,5	mm
b_{vB}	Stegdicke vor Bearbeitung	$1,5+a_e$	mm
b_r	Rückversatz des Stegs im Probeteil	4	mm
h_K	Höhe des Stegs über der Einspannung	11	mm
l_W	Länge des Werkstückgrundkörpers	80	mm
b_W	Breite des Werkstückgrundkörpers	10,5	mm
h_W	Höhe des Werkstückgrundkörpers	30	mm

Tabelle 5.2: Definition der werkstückseitigen Parameter

Parameter	Benennung	Wert(e)	Einheit
z	Zähnezahl	3	-
d_F	Durchmesser des Fräswerkzeugs	16	mm
l_F	Schneidenlänge am Fräswerkzeug	32	mm
$r_{n,H}$	Radius der gerundeten Hauptschneide	5 bis 6	μm
λ_s	Drallwinkel der Schneide	30	$^\circ$
$\alpha_{0,H}$	Freiwinkel der Hauptschneide	8	$^\circ$
$\beta_{0,H}$	Keilwinkel der Hauptschneide	73	$^\circ$
$\gamma_{0,H}$	Spanwinkel der Hauptschneide	9	$^\circ$
$\alpha_{0,N}$	Freiwinkel der Nebenschneide	8	$^\circ$
$\beta_{0,N}$	Keilwinkel der Nebenschneide ⁴²	53 und 82	$^\circ$
$\gamma_{0,N} \hat{=} \lambda_s$	Spanwinkel der Nebenschneide ⁴²	30 und 0	$^\circ$

Tabelle 5.3: Definition der werkzeugseitigen Parameter

⁴² Im äußeren Bereich (Übergang zur Hauptschneide) entspricht der Spanwinkel der Nebenschneide $\gamma_{0,N}$ dem Drallwinkel λ_s der Hauptschneide. Die erste Winkelangabe bezeichnet somit den äußeren Bereich der Nebenschneide (nachstehende Abbildung, Schnitt B-B), die zweite Angabe den inneren Bereich (nachstehende Abbildung, Schnitt A-A) nahe der Rotationsachse.



Für die Schlichtbearbeitung von unlegierten Stählen und Stahlguss mit einer Festigkeit kleiner 700 N mm^{-2} und im Verhältnis zum Arbeitseingriff a_e hohen Schnitttiefen a_p wird vom Werkzeughersteller die Bearbeitung bei einer Schnittgeschwindigkeit v_c zwischen 160 und 180 m min^{-1} sowie einem Vorschub pro Zahn f_z im Bereich von $0,14$ bis $0,18 \text{ mm}$ empfohlen. Diese Wertebereiche sind in den Herstellerempfehlungen für einen Arbeitseingriff $a_e = 0,1 \cdot d_F$ und eine Schnitttiefe $a_p = 1,5 \cdot d_F$ angegeben. Für die Untersuchungen in dieser Arbeit wurden die Prozessgrößen entsprechend den Empfehlungen festgelegt. Sie sind in Tabelle 5.4 aufgelistet. Im Bereich der Schnittgeschwindigkeit v_c und des Vorschubs pro Zahn f_z wurde der Werte-Raum der Prozessgrößen etwas weiter als in den Herstellerangaben gewählt, um diese Größen auch in Randbereichen komplett abzudecken. Das Verhältnis aus dem Arbeitseingriff a_e und der Schnitttiefe a_p wurde bei einer Schnitttiefe von $0,6 \text{ mm}$ analog zu den Herstellerempfehlungen gewählt und mit der Variation von a_e in Richtung schlankerer Eingriffsverhältnisse untersucht.

Prozessgröße	Benennung	Wert(ebereich)	Einheit
a_p	Schnitttiefe	10	mm
a_e	Arbeitseingriff	0,2 bis 0,6	mm
v_c	Schnittgeschwindigkeit	140 bis 200	m min^{-1}
f_z	Vorschub pro Zahn	0,1 bis 0,18	mm
v_f	Vorschubgeschwindigkeit ⁴³	$f(n, f_z, z)$	mm min^{-1}
n	Drehzahl des Werkzeugs ⁴⁴	$f(v_c, d_F)$	min^{-1}

Tabelle 5.4: Definition und Variationsbereiche der Prozessgrößen (Werte-Raum) für die Deformationsmessung

Der Messpunkt (MP), an dem die Deformationsmessung vorgenommen wurde, ist 2 mm (z_{MP}) unterhalb der Oberkante des Stegs und mittig im Bauteil angeordnet.

Die zuletzt erwähnte Voraussetzung (Abschnitt 5.3) eines dynamisch stabilen Fräsprozesses wurde im Rahmen dieser Untersuchungen nicht aktiv durch stabilisierende Maßnahmen (Abschnitt 1.2) sichergestellt, sondern lediglich während der Versuchsdurchführung beobachtet. Fälle dynamischer Instabilitäten wurden in den weiteren Auswertungen nicht mehr berücksichtigt.

⁴³ $v_f = n \cdot f_z \cdot z$

⁴⁴ $n = \frac{v_c}{\pi \cdot d_F}$

5.4 Fazit und Kapitelüberleitung

Im vorangegangenen Kapitel 4 wurde das *IHEP* als Lösungsansatz zur Identifikation des Wärmeaufteilungskoeffizienten B definiert. Darauf aufbauend wurde in Kapitel 5 eine Methodik (Abschnitt 5.1) beschrieben, nach der das *IHEP* systematisch zur Anwendung gebracht werden kann. Die Struktur und das Zusammenwirken der Bestandteile der Methodik sind in Abschnitt 5.2 schematisiert. Mit Abschnitt 5.3 sind darüber hinaus die Werkstück-, Werkstoff- und Werkzeugparameter sowie der Werte-Raum der Prozessgrößen definiert. Diese dienen bei der Anwendung der Methodik in Kapitel 9 als Basis.

In den drei nun folgenden Kapiteln werden die Bestandteile der Methodik einzeln entwickelt und jeweils anhand eines repräsentativen Beispiels aus den in Abschnitt 5.3 festgelegten Versuchsbedingungen veranschaulicht.

6 Methode 1: Empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen

6.1 Übersicht über die Methode

Das Vorgehen, die thermisch bedingten Deformationen empirisch zu ermitteln, ist in Abbildung 6.1 visualisiert.

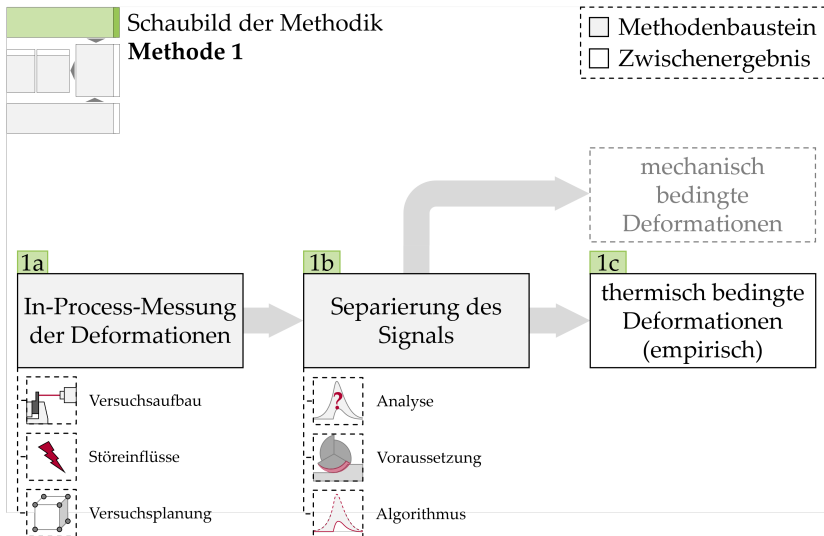


Abbildung 6.1: Übersichtsschaubild der Methode zur empirischen Ermittlung thermisch bedingter Deformationen

Der erste Baustein (*Baustein 1a*) beinhaltet die Erhebung der Deformationsdaten während des Fräsprozesses und wird in Abschnitt 6.2 beschrieben. Zunächst wird der *Versuchsaufbau* (Abschnitt 6.2.1), bestehend aus Versuchsmaschine und Messinstrumentarien, dokumentiert. In einem weiteren Prozessschritt werden *potenzielle Störeinflüsse* (Abschnitt 6.2.2) aus dem Versuchsaufbau und dem Prozess analysiert und die der Versuchsreihe zugrundeliegende *Versuchsplanung*

6 Empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen

(Abschnitt 6.2.3) erläutert. Die *Signalseparierung (Baustein 1b)*, mittels derer die gemessene Deformation in einen mechanisch und einen thermisch bedingten Anteil aufgeteilt wird, bildet den zweiten Baustein und ist in Abschnitt 6.3 ausgeführt. Mit der *Analyse des Prozesses (Abschnitt 6.3.1)* werden die vorliegenden Eingriffsbedingungen untersucht, aus denen sich *Voraussetzungen (Abschnitt 6.3.2)* dafür ableiten lassen, dass eine Aufteilung der Deformation durchgeführt werden kann. Der *Algorithmus (Abschnitt 6.3.3)* zur konkreten Umsetzung der Signalseparierung wird abschließend erläutert. Das Ergebnis des Vorgehens ist der zeitliche Verlauf der thermisch bedingten Deformationen (*Baustein 1c*).

Einzelne Aspekte aus Kapitel 6 wurden bereits in LOEHE et al. (2012), LOEHE & ZAEH (2014), LOEHE et al. (2016) und WIMMER et al. (2018b) veröffentlicht.

6.2 In-Process-Messung der Deformationen

6.2.1 Versuchsaufbau

Versuchs-Werkzeugmaschine

Die Versuchsreihen wurden auf einer Drei-Achs-Portal-Fräsmaschine, dem Virtumat⁴⁵ (Abbildung 6.2), durchgeführt. Im Folgenden sind einzelne Merkmale der Maschine in Anlehnung an BAUR (2014, S. 35) beschrieben.

Das *Maschinenbett* ist eine Stahlschweißkonstruktion, die mit Polymerbeton ausgegossen ist. Durch den Aufbau der Maschine als Hochportal ist das *Maschinenbett* seitlich um die Höhe des Arbeitsraums verlängert und umschließt den Arbeitsraum somit kastenförmig. Auf den seitlichen Wangen (*Portal*) sind die Führungsleisten der *y*-Achse befestigt. Am *Portal* wiederum sind die Führungen der *x*-Achse angebracht. Ein darauf befestigter *Querschlitten* führt die *x*-Verfahrbewegung aus. Der Querschlitten trägt die *z*-Achse, den *Spindelkasten*. Der *Tisch* der Maschine ist direkt auf dem Maschinenbett montiert und weist deshalb eine sehr geringe relative Nachgiebigkeit auf.

⁴⁵ Der Virtumat wurde in Kooperation des Instituts für Produktionsmanagement, Technologie und Werkzeugmaschinen (PTW) der Technischen Universität Darmstadt und des Instituts für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) der Technischen Universität München im Rahmen des Forschungsprojekts „Neue Lösungsansätze für kostengünstige Funktionalität von Werkzeugmaschinen“ entwickelt (BAUR 2014, S. 35).

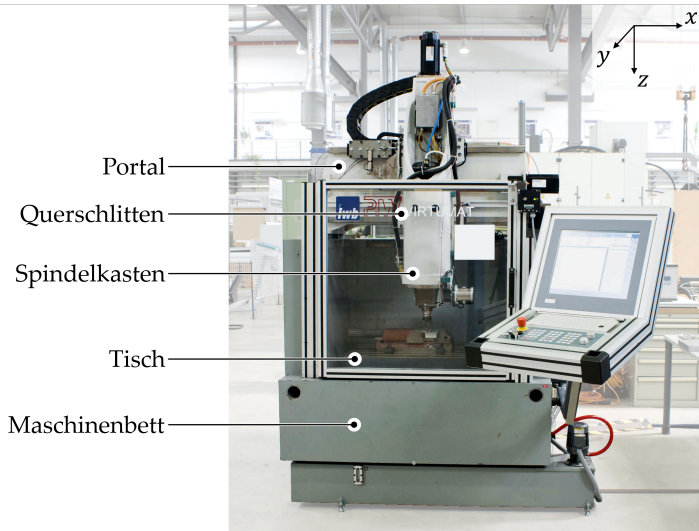


Abbildung 6.2: Versuchsmaschine Virtumat mit den wesentlichen Komponenten (Bildquelle: Asja Schubert)

Messmittel – Deformation

Die Messung der Deformationen erfolgte mittels Vibrometrie mit einem *eindimensionalen Laser-Doppler-Vibrometer (1D-LDV)*⁴⁶ (Abbildung 6.3, links). Dessen Funktionsprinzip ist in Abbildung 6.3 auf der rechten Seite visualisiert.

Das Verfahren macht sich den Doppler-Effekt eines reflektierten Laserstrahls zunutze, um auf die Geschwindigkeit oder den zurückgelegten Weg eines Objekts zu schließen. Es wird die Reflexion eines Laserstrahls mit bekannter Wellenlänge Λ gemessen. Bewegt sich das Objekt auf das Messinstrument zu, wird die Lichtwelle *gestaucht* und so die Frequenz erhöht. Entfernt sich das Objekt, wird die Welle *gestreckt* und ein Abfallen der Frequenz ist die Folge.

Eine Beschreibung der Funktionsweise des eingesetzten *1D-LDV* und damit die Erläuterung der rechten Seite von Abbildung 6.3 findet sich in Anhang A.2.

⁴⁶ Hersteller: Polytec GmbH

6 Empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen

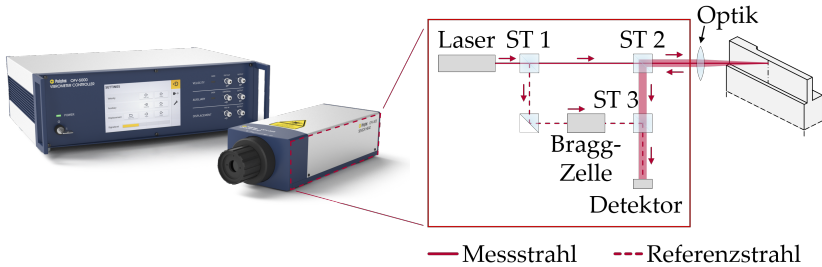


Abbildung 6.3: Eingesetztes 1D-LDV, bestehend aus dem Messkopf OFV-505 und dem Controller OFV-5000 auf der linken Seite (Bildquelle: POLYTEC (2019a)); schematische Darstellung des Funktionsprinzips eines LDV in Anlehnung an POLYTEC (2019b) auf der rechten Seite

Die Abtastfrequenz f_s der Messungen lag bei 25 600 Hz, womit nach dem WKS-Abtasttheorem⁴⁷ Schwingungen bis zu einer Frequenz von 12 800 Hz interpretiert werden können. Für die eingestellten Messbereiche und die definierte Abtastfrequenz ergeben sich aus den Datenblättern des 1D-LDV (POLYTEC 2016; 2018) die in Tabelle 6.1 aufgeführten Rahmendaten.

Parameter	Wert	Einheit
Messbereich des Wegsignals ⁴⁸	200	μm
Auflösung des Wegsignals ⁴⁹	3	nm
Frequenzbereich ⁵⁰	0 bis 250	kHz
max. Geschwindigkeit	0,1	m s^{-1}
Fokuspunktgröße	62	μm

Tabelle 6.1: Beschreibende Größen der 1D-LDV-Messtechnik

⁴⁷ Abtasttheorem nach Whittaker, Kotelnikow und Shannon

⁴⁸ Der Messbereich ergibt sich aus der Dekoder-Ausgangsspannung ($\pm 10\text{ V}$) und dem Messbereich des Wegdekodierers ($10\ \mu\text{m V}^{-1}$).

⁴⁹ Die Auflösung berechnet sich aus dem Messbereich des Wegsignals und der Auflösung des digitalen 16-Bit-Dekodierers ($2^{16} = 65536$ Stufen).

⁵⁰ Der messbare Frequenzbereich gilt für einen festgelegten Messbereich des Geschwindigkeitsdekodierers ($10\ \text{mm s}^{-1}\ \text{V}^{-1}$) und ist für periodische Messsignale abhängig von deren Amplitude.

Vom Hersteller des *1D-LDV* wird die Nutzung eines retroreflektierenden Materials⁵¹ empfohlen. Dessen Eigenschaft, das Licht weitestgehend unabhängig von der Einfallrichtung in diese Richtung zu reflektieren, reduziert hierbei den Einfluss der Ausrichtung des Messmittels auf das Messobjekt.

Messmittel – sonstiges

Als Vergleichsdaten wurden zeitliche Temperaturverläufe an Einzelpositionen mittels kalibrierter Thermoelemente (Typ K) gemessen. Die Kalibrierung erfolgte nach einem in SÖLTER et al. (2018) definierten Standard. Ferner wurde zur Überprüfung plastischer Deformationen am Messpunkt (s. Abbildung 5.5) eine Messuhr mit einer Auflösung von $1\ \mu\text{m}$ eingesetzt.

Versuchsanordnung der Deformationsmessung

Abbildung 6.4 zeigt den Versuchsaufbau zur Messung der Deformationen mit dem *1D-LDV*.

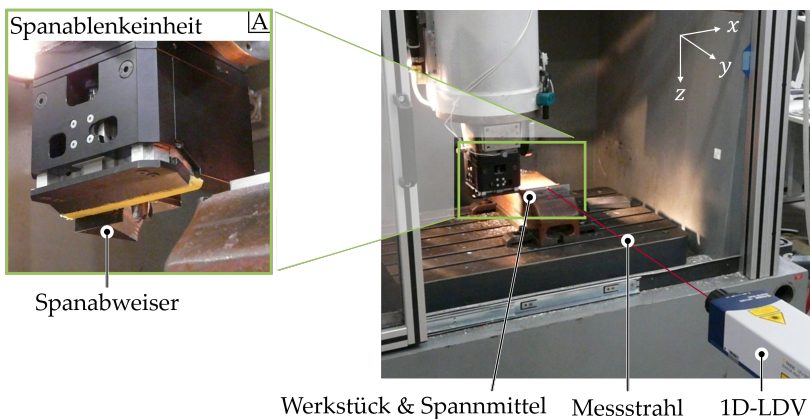


Abbildung 6.4: Versuchsaufbau der In-Process-Deformationsmessung

Das Werkstück wurde in einem Schraubstock entsprechend der in Abbildung 5.5 schematisch dargestellten Situation eingespannt. Die feste Seite der Einspannung lag auf der dem Messmittel zugewandten Seite des Werkstücks, um eine feste Bezugsbasis für die Messung zu schaffen. Die Fräsbearbeitung des Stegs wurde entlang der x -Achse der Maschine ausgeführt.

⁵¹ 3M Scotchlite™ Tape

6 Empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen

Das 1D-LDV wurde entsprechend der im Herstellerdatenblatt (POLYTEC 2018) beschriebenen Visibilitätsmaxima⁵² möglichst nahe am Werkstück in einem Abstand von 1050 mm aufgestellt und senkrecht auf die Werkstückoberfläche ausgerichtet. Im Messaufbau konnte aus technischen Gründen keine retroreflektierende Schicht am Werkstück aufgebracht werden⁵³. Der MP wurde, wie in Abschnitt 5.3 beschrieben, mittig am Bauteil und 2 mm unterhalb der Stegoberkante positioniert.

Um Unterbrechungen des Messsignals durch Späne zu verhindern und die Optik des Messmittels vor Spänen zu schützen, wurde der Prozess durch eine einstellbare Spanablenkeinheit (Abbildung 5.3, *Detail A*) abgeschirmt. Mit einem *Spanabweiser* wurde die Flugbahn der Späne darüber hinaus so verändert, dass sich diese nicht auf dem Werkstück ablagern und dort zu einer für die Messung unerwünschten Erwärmung führen konnten.

6.2.2 Analyse potenzieller Störeinflüsse

Die Messung der Deformationen unterliegt unterschiedlichen Störeinflüssen, die im Folgenden beschrieben sind. Zu jedem Störeinfluss ist eine individuelle Maßnahme zur Behebung oder Reduktion definiert.

Dynamisches Verhalten der Werkzeugmaschine

Eine mögliche Einflussnahme durch die im Fräsprozess angeregten Eigenschwingungsformen der Werkzeugmaschine auf die Deformationsmessung soll anhand der Nachgiebigkeitsfrequenzgänge aus Abbildung 6.5 am *Tool Center Point (TCP, deutsch: Werkzeugmittelpunkt)* diskutiert werden. Die Nachgiebigkeitsfrequenzgänge wurden von BAUR (2014) im Rahmen einer Modalanalyse mit einem 3D-LDV gewonnen.

Am *TCP* zeigt der Nachgiebigkeitsfrequenzgang aus Abbildung 6.5 (*rechts*) bei 15,6 und 67,7 Hz in der *x*-Richtung der Maschine zwei deutliche Eigenfrequenzen. In der *y*-Richtung liegen Eigenfrequenzen bei 18,7, 53,3 und 77,4 Hz vor. Die Eigenformen der jeweils zuerst aufgeführten niederfrequenten Peaks stellen

⁵² Die Visibilitätsmaxima bezeichnen die Arbeitsabstände, für die der größte Signalpegel auftritt. Technisch entspricht der Abstand einem ganzzahligen Vielfachen der Länge der Laserröhre (204 mm) plus der Länge des Referenzstrahls (234 mm).
Visibilitätsmaxima: $234 \text{ mm} + i \cdot 204 \text{ mm}$ mit $i = 0, 1, 2, 3, \dots$ (gemessen vom Fokussiering des Vibrometers).

⁵³ Durch Erwärmung und mechanische Stöße aus dem Schneideneintritt kam es zu Ablöseerscheinungen der retroreflektierenden Schicht und damit zu Verfälschungen des Messwerts.

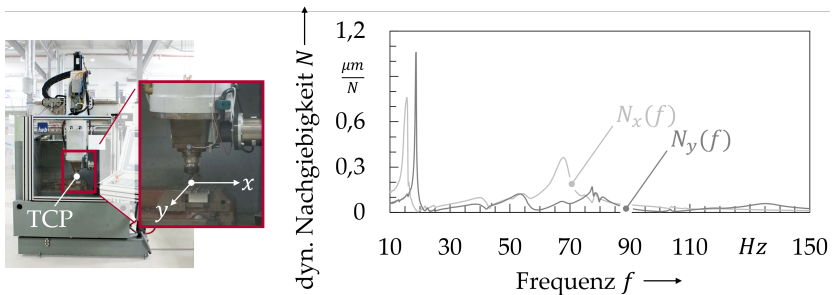


Abbildung 6.5: Nachgiebigkeitsfrequenzgang (Amplitudenfrequenzgang) des Virtumat am TCP in x - und y -Richtung (Datenbasis der Nachgiebigkeitsmessung aus BAUR (2014, S. 56))

Aufstellmoden⁵⁴ der Maschine dar. Die Eigenmoden der weiteren Eigenfrequenzen sind Struktureigenmoden.

Um das Vibrometer von prozessinduzierten Schwingungen weitestgehend zu entkoppeln, wurde dieses außerhalb der Versuchs-Werkzeugmaschine aufgestellt. Somit bestand zwischen Vibrometer und Werkzeugmaschine nur eine Kopplung über den Hallenboden. In Abbildung 6.6, einer schematischen Darstellung des Versuchsaufbaus, ist die aus dem Aufbau resultierende Beeinflussung der maschinenexternen Deformationsmessung durch die Aufstellmode direkt ersichtlich. Da die relative Nachgiebigkeit zwischen Maschinentisch und Maschinenbett sehr gering ist, schlug sich die Aufstellmode ohne wesentliche weitere Einflüsse unmittelbar im gemessenen Deformationssignal nieder.

Aufgrund des senkrecht auf das Werkstück ausgerichteten Messstrahls nahm lediglich die dynamische Nachgiebigkeit $N_y(\omega)$ in Richtung der y -Achse Einfluss auf das Messsignal. Der Einfluss der Aufstellmode der Maschine auf das gemessene Deformationssignal wurde mit einem Bandsperre-Filter abgeschwächt und somit weitestgehend eliminiert⁵⁵.

Für den untersuchten Prozess wurde weiterhin von einem dynamisch stabilen Verhalten ausgegangen bzw. es wurden nur solche Versuche herangezogen,

⁵⁴ Bei Aufstellmoden handelt es sich um eine Schwingungsform, bei der die Gesamtmaschine starr auf den Aufstellelementen schwingt.

⁵⁵ Um dem Signal durch die Filterung keine Phasenverschiebung aufzuprägen, wurde ein digitaler Filter angewandt, der das Signal vorwärts und rückwärts durchläuft. Der Filter entstammt der `filtfilt`-Funktion in MATLAB[®].

6 Empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen

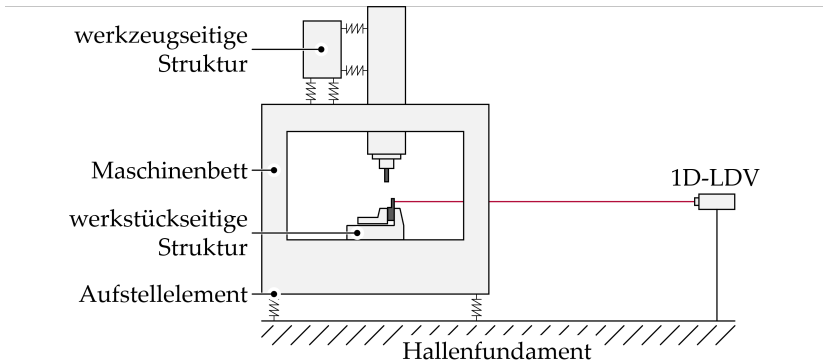


Abbildung 6.6: Schematischer Versuchsaufbau zur In-Process-Messung von Deformationen

die diese Voraussetzung auf Basis eines optischen und akustischen Eindrucks erfüllt. Deshalb wurde auch der Einfluss aus Eigenschwingungen der werkzeugseitigen Struktur auf die Deformationen nicht betrachtet. Die im weiteren Verlauf dieser Arbeit folgenden Deformationsmessungen zeigen, dass dieses Vorgehen gerechtfertigt ist.

Werkzeugverschleiß

Als weitere Störgröße wurde der Verschleiß des Werkzeugs über die Versuchsreihe identifiziert. Als Merkmal für den Verschleiß des Werkzeugs dient hier die *Verschleißmarkenbreite* (VB) auf der Freifläche unter der Hauptschneide. Mit zunehmendem Prozessfortschritt steigt die VB an, wodurch sich die Werkzeugwinkel (Abschnitt 5.3) sowie die Reibverhältnisse (durch Abrieb der Werkzeugbeschichtung) kontinuierlich verändern. Mit dem Schneidkantenausbruch kommt es zu einer abrupten Veränderung der Werkzeugwinkel und der Reibverhältnisse. Ein Einfluss dieser Effekte auf die Wärmeaufteilung und somit auch die thermisch bedingte Deformation des Werkstücks kann nicht ausgeschlossen werden.

Die Entwicklung der VB wurde im Rahmen einer Versuchsreihe untersucht. Der Prozess wurde mit einer Schnitttiefe $a_p = 8 \text{ mm}$, einem Arbeitseingriff $a_e = 1 \text{ mm}$, einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0,1 \text{ mm}$ bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100 \text{ m min}^{-1}$ mehrmals wiederholt. Die bearbeitete Länge des Stegs l_W betrug 170 mm . Probenmaterial und Werkzeug entsprachen den Angaben aus der Prozessdefinition (Abschnitt 5.3), der Versuchsaufbau den Angaben aus Abschnitt 6.2.1. Abbildung 6.7 zeigt die gemessene VB über den

in Vorschubrichtung zurückgelegten Weg sowie die gemessene thermisch bedingte Deformation für eine verbleibende Breite der Stegstruktur b_{nB} von 2 mm bei diesen Versuchen auf. Die VB wurde hierbei mittels Mikroskop gemessen. Die Ermittlung der thermisch bedingten Deformation wird im weiteren Verlauf dieses Kapitels noch erläutert.

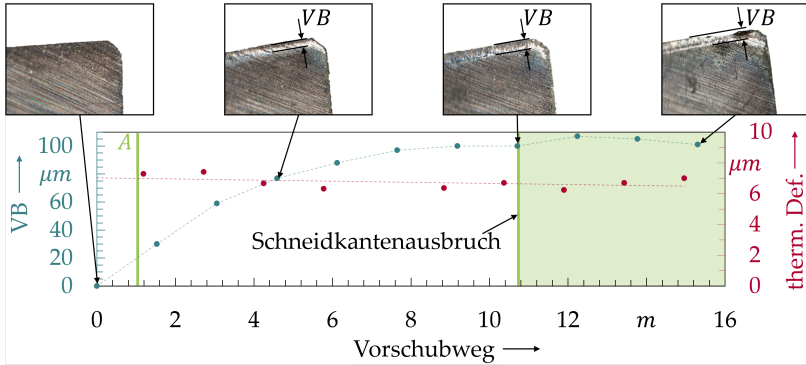


Abbildung 6.7: Entwicklung der VB und der thermisch bedingten Deformation über den in Vorschubrichtung zurückgelegten Weg des Werkzeugs und Kennzeichnung des abgeleiteten Austauschzeitpunkts für das Werkzeug mit der Marke A

Ein Ausbruch der Schneidkante und damit das Erreichen des Standwegs trat nach etwa⁵⁶ 10,7 m auf. Sowohl der Anstieg der VB als auch der Schneidkantenausbruch zeigen in Abbildung 6.7 keinen signifikanten Einfluss auf die thermisch bedingte Deformation des Steges. Um einem Schneidkantenausbruch bei den im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit folgenden Versuchsreihen vorzubeugen und den Einfluss der VB auf die Wärmeaufteilung möglichst gering zu halten, wurde das Werkzeug jeweils nach 10% des ermittelten Standwegs, also nach zwölf Versuchen, ausgetauscht (Abbildung 6.7, Kennzeichnung A). Der maximale Verschleiß, der sich nach zwölf Versuchen an einem Werkzeug einstellte, wurde mit Hilfe von mikroskopischen Aufnahmen begutachtet und aufgrund augenscheinlich keiner Auffälligkeiten gegenüber dem Vorversuch hinsichtlich seiner Störwirkung auf die zu messenden Werkstückdeformationen als vernachlässigbar eingeschätzt. Durch eine Wiederholung der Versuche und

⁵⁶ Die Vermessung der Verschleißmarkenbreite fand jeweils nach neun hintereinander durchgeführten Messungen, entsprechend 1530 mm zurückgelegtem Vorschubweg, statt. Deshalb kann hier nur eine ungefähre Angabe des Ausbruchzeitpunkts angegeben werden.

6 Empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen

deren Randomisierung wurde der Effekt des aus dem Verschleiß resultierenden systematischen Fehlers weiter reduziert (SIEBERTZ et al. 2010, S. 87).

6.2.3 Versuchsplanung

Die Versuchsreihe wurden mittels statistischer Planungsmethoden nach SIEBERTZ et al. (2010) gestaltet. Im Vorfeld der Versuche zeigte ein Screening, dass ein linearer Einfluss der Prozessgrößen auf die thermisch bedingten Deformationen zu erwarten ist. Zur Anwendung kam deshalb ein vollfaktorieller Versuchsplan mit drei Faktoren und drei Stufen, womit auch noch Zusammenhänge quadratischer Natur ableitbar wären. Für die Versuchsreihe ergab sich somit eine Anzahl von $3^3 = 27$ Versuchen. In Tabelle 6.2 sind die drei im Experiment variierten Prozessgrößen sowie die gewählten Stufen festgehalten.

Faktor	Stufen			Einheit
	-	0	+	
v_c	140	170	200	m min^{-1}
a_e	0,2	0,4	0,6	mm
f_z	0,1	0,14	0,18	mm

Tabelle 6.2: Definition der Stufen und Faktoren (Prozessgrößen) des Versuchsplans

Jeder der Versuche wurde innerhalb der Versuchsreihe jeweils zweimal wiederholt, um auftretende Streuungen zu erkennen und Ausreißer zu eliminieren. Somit ergab sich eine Gesamtzahl der Versuche von 81 (Anhang A.3). Wie in Abschnitt 6.2.2 zu den Störeinflüssen beschrieben, wurde der Einfluss des Werkzeugverschleißes dahingehend eingeschränkt, dass nach 12 Messungen ein Austausch des Werkzeugs vorgenommen wurde. Um den immer noch verbleibenden systematischen Einfluss auf die Deformation und auch den des Tagesverlaufs über die Versuche zu verteilen, wurde der komplette Versuchsplan inklusive der Wiederholungen randomisiert.

6.2.4 Exemplarische Anwendung und Diskussion

Ein exemplarisches Ergebnis einer Deformationsmessung zeigt Abbildung 6.8 in ungefilterter Form. Dargestellt ist die Versuchsnummer 68 (Anhang A.3) mit einer Schnittgeschwindigkeit v_c von 140 m min^{-1} , einem Vorschub pro Zahn

f_z von 0,1 mm und einem Arbeitseingriff a_e von 0,6 mm. Bei weiteren Beschreibungen dieses und der folgenden Methodenkapitel wird jeweils auf diese aufgeführte Prozessgrößenkombination als *Referenzversuch* zurückgegriffen, um eine Vergleichbarkeit gewährleisten zu können.

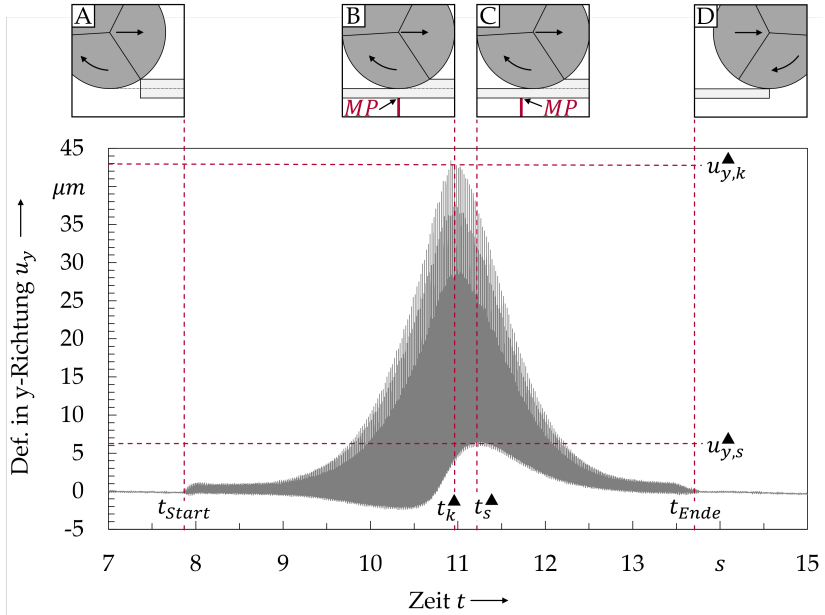


Abbildung 6.8: Gemessener zeitlicher Verlauf der Werkstückdeformation mit Kennzeichnung der Position des Fräswerkzeugs zu charakteristischen Zeitpunkten (Details A bis D) (Referenzversuch – Anhang A.3)

Zum Zeitpunkt t_{start} begann das Werkzeug in das Werkstück einzutreten (Abbildung 6.8, Detail A). Mit dem Zeitpunkt t_{ende} endete die Fräsbearbeitung (Abbildung 6.8, Detail D) nach 5,96 s und einem zurückgelegten Weg⁵⁷ von 83,04 mm.

⁵⁷ Der zurückgelegte Weg l_{FB} ist aufgrund der geometrischen Eingriffsbedingungen länger als das Werkstück. Der zurückgelegte Weg l_{FB} und die hierfür erforderliche Zeit t_{FB} ergeben sich nach folgenden Gleichungen:

$$l_{\text{FB}} = l_{\text{W}} + \sqrt{\left(\frac{d_{\text{F}}}{2}\right)^2 - \left(\frac{d_{\text{F}}}{2} - a_e\right)^2} \quad t_{\text{FB}} = \frac{l_{\text{FB}}}{v_{\text{f}}}$$

6 Empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen

Mit $u_{y,k}^{\Delta}$ und $u_{y,s}^{\Delta}$ sind zwei für die Deformationsmessung charakteristische Werte hervorgehoben, das Maximum der Deformation $u_{y,k}^{\Delta}$ ($t_k^{\Delta} = t_{\text{Start}} + 3,05 \text{ s}$) und der Maximalwert eines Versatzes der Deformation $u_{y,s}^{\Delta}$ ($t_s^{\Delta} = t_{\text{Start}} + 3,32 \text{ s}$).

Die *Fast Fourier Transform* (FFT, deutsch: schnelle Fourier-Transformation) der gemessenen Deformation über die Zeit (Abbildung 6.9) zeigt, dass das Signal durch die *Schneideneintrittsfrequenz* (SEF) bzw. ihre Harmonischen dominiert wird. Deren Auftreten erklärt sich mit Unterschieden in den durch die einzelnen Zahneingriffe hervorgerufenen Deformationen (z. B. Exzentrizität des Werkzeugs oder Differenzen in der Schneidengeometrie der einzelnen Zähne). Das in Abschnitt 6.2.2 beschriebene dynamische Verhalten der Werkzeugmaschine, welches sich u. a. in Form einer Aufstellmode ausprägt, lässt sich auch in der dargestellten FFT schwach erkennen.

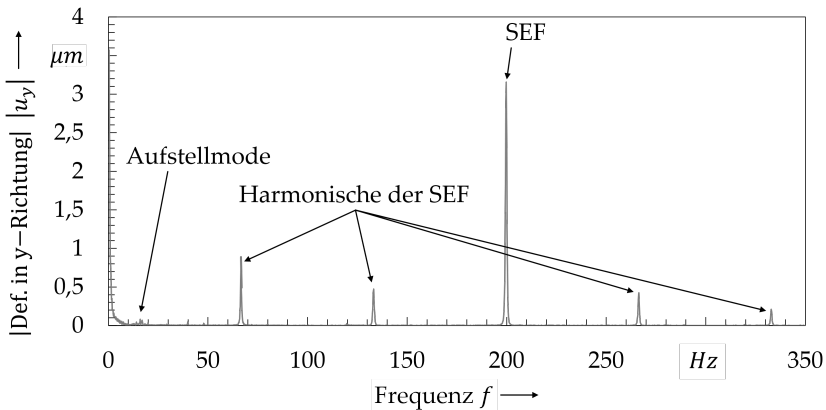


Abbildung 6.9: FFT zur Visualisierung der Aufstellmode und der Schneideneintrittsfrequenz SEF (Referenzversuch – Anhang A.3)

Für die weitere Verarbeitung der Deformationen wurden diese um den Anteil aus der Aufstellmode bereinigt. Hierzu wurde das Messsignal mittels einer digitalen Bandsperrung im Frequenzbereich zwischen 10 und 25 Hz gefiltert⁵⁸.

⁵⁸ Zur Anwendung kam ein Butterworth-Filter, der sich durch einen geringen Einfluss auf die Amplitude im Durchgangsbereich des Filters auszeichnet (KOUVARITAKIS & CANNON 2016, S. 433). Das Signal wird sowohl vorwärts als auch rückwärts durchlaufen, wodurch die sonst durch den Filter eingebrachte Phasenverschiebung eliminiert wird (Null-Phasen-Filterung).

6.3 Signalseparierung

6.3.1 Analyse des Prozesses

Der Fräsprozess wird zunächst anhand einer schematischen Skizze mit drei verschiedenen Zeitpunkten diskutiert (Abbildung 6.10, oben).

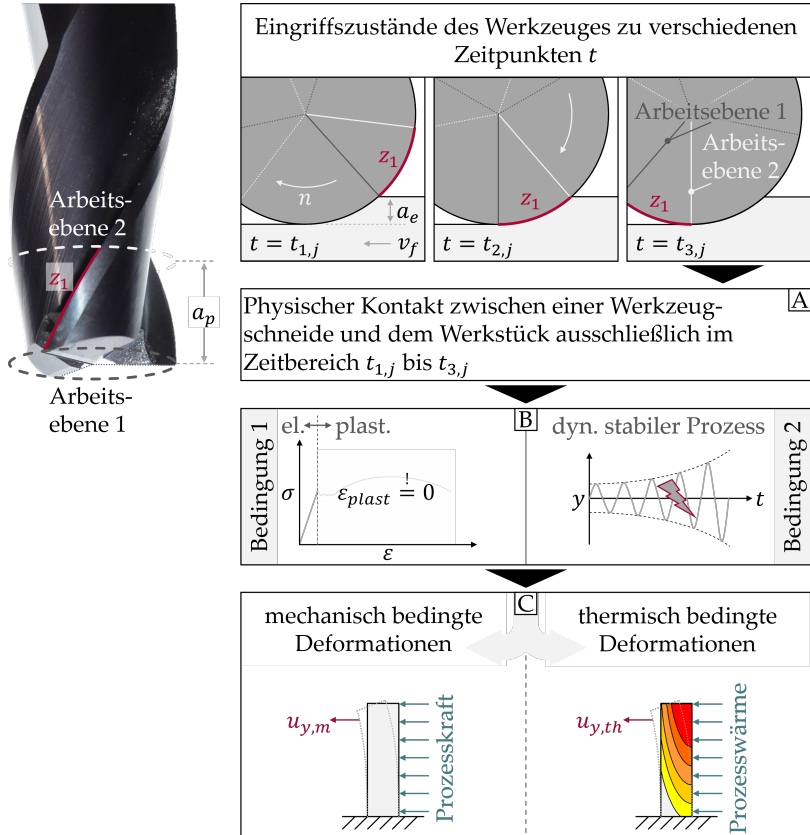


Abbildung 6.10: Aufteilung der Deformation in einen mechanisch und einen thermisch bedingten Anteil

Jede der Skizzen vereint zwei Schnittbilder durch den Fräsprozess (6.10, Arbeitsebenen 1 und 2). Die dunkle radiale Linie kennzeichnet die Schneidkante

6 Empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen

der Nebenschneide in *Arbeitsebene 1* am *TCP*, die helle radiale Linie die Schneidkante der Nebenschneide in *Arbeitsebene 2* in Höhe der Schnitttiefe a_p . Dass diese winklig versetzt zueinander liegen, resultiert aus dem Drallwinkel λ_s des Werkzeugs. Der durch die beiden Arbeitsebenen aufgespannte rote Bogen markiert die Schneidkante der Hauptschneide über die Schnitttiefe a_p .

$t = t_{1,j}$: Der Zeitpunkt $t_{1,j}$ kennzeichnet den Eintrittszeitpunkt der j -ten Schneide (in der Abbildung *Schneide 1*) in das Werkstück. Aufgrund des Werkzeugdralls taucht das Werkzeug in *Arbeitsebene 1* zuerst ein. Ab diesem Zeitpunkt wächst mit fortschreitender Werkzeugrotation der im Eingriff befindliche Teil der Hauptschneide an.

$t = t_{2,j}$: Mit $t_{2,j}$ sind zwei Ereignisse in einer Skizze vereint. Zum einen tritt die j -te Schneide in *Arbeitsebene 1* aus dem Werkstück aus. Zum anderen befindet sich nun die Schneide über die volle Schnitttiefe im Eingriff. Ab diesem Zeitpunkt schrumpft mit fortschreitender Werkzeugrotation der im Eingriff befindliche Teil der Hauptschneide.

$t = t_{3,j}$: Zu Zeitpunkt $t_{3,j}$ tritt der letzte Teil der Hauptschneide aus dem Werkstück aus.

Essenziell für die weiteren Untersuchungen ist, dass am Zeitpunkt $t_{3,j}$ nicht direkt $t_{1,j+1}$ für die nächste Schneide ansetzt, sondern zwischen diesen beiden Zeitpunkten eine Differenz Δt_{j+1} vorliegt. Weil die vorstehenden Ausführungen den genauen und vollständigen Eingriffszeitraum des Werkzeugs beschreiben, kann für Δt_{j+1} gefolgert werden, dass kein physischer Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück vorliegt (Abbildung 6.10, *Detail A*). Wie in Abbildung 6.11 ersichtlich ist, wurde für den Zeitraum Δt_{j+1} dennoch ein statischer Deformationsanteil (Basisniveau) an der Stegstruktur gemessen.

Unter der Annahme, dass durch den Prozess keine bzw. nur sehr geringfügige plastische Deformationen in den Steg eingebracht werden (Abbildung 6.10, *Detail B, Bedingung 1*) und gleichzeitig eine dynamisch stabile Bearbeitung vorherrscht (Abbildung 6.10, *Detail B, Bedingung 2*), kann die im Zeitbereich Δt_{j+1} anliegende Deformation nur thermisch verursacht worden sein. Dass für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit beide Bedingungen eingehalten werden konnten, zeigen bereits die Erläuterungen des Abschnitt 6.2.4.

Diese Erkenntnis ermöglicht grundsätzlich die in *Detail C* der Abbildung 6.10 angedeutete Separierung des gemessenen Deformationssignals in einen mechanisch $u_{y,m}$ und einen thermisch $u_{y,th}$ bedingten Anteil.

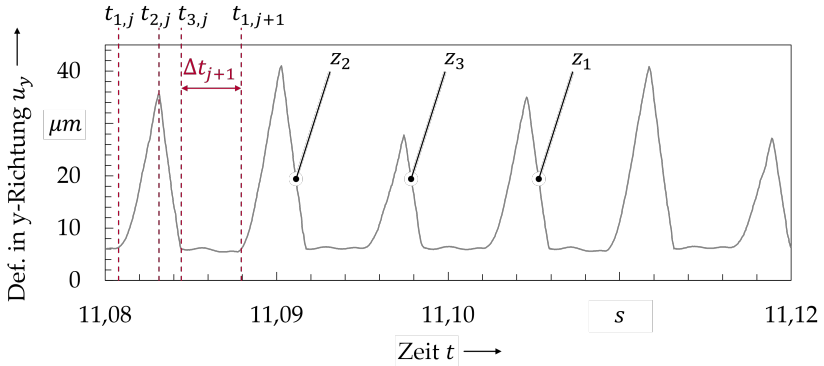


Abbildung 6.11: Ausschnitt eines gemessenen exemplarischen Deformationsverlaufs (Detail aus Abbildung 6.8; Referenzversuch – Anhang A.3)

6.3.2 Voraussetzungen

Die Anwendung des im Rahmen der Prozessanalyse (Abschnitt 6.3.1) dargelegten Prinzips setzt voraus, dass es zumindest kurzzeitig zu einem vollständigen Lösen des Werkzeugs vom Werkstück kommt. Die Grundlage zur formelmäßigen Beschreibung dieser Eingriffsvoraussetzung ist in Abbildung 6.12 visualisiert.

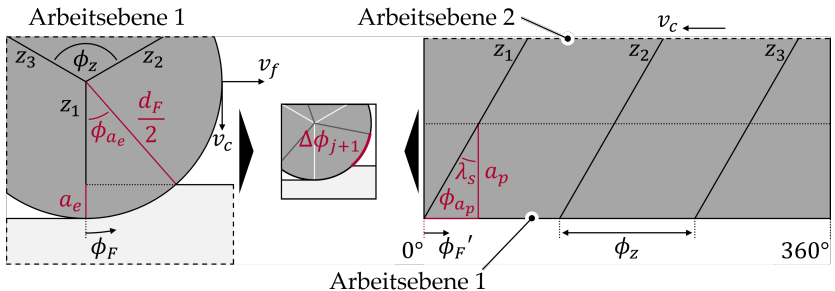


Abbildung 6.12: Grundlage zur formelmäßigen Beschreibung der geometrischen Eingriffsbeziehung durch den Arbeitseingriff a_e in der Arbeitsebene 1 (links) und durch die Schnitttiefe a_p in der Abwicklung des werkzeugumhüllenden Zylinders (rechts)

6 Empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen

Die linke Seite der Abbildung 6.12 zeigt einen senkrecht zur Rotationsachse liegenden Schnitt durch die Prozesszone (Abbildung 6.10; *Arbeitsebene 1*). Der Winkel ϕ_{a_e} kennzeichnet hierbei das Winkelsegment, das die Schneide (im Beispiel die Schneide des ersten Zahns z_1) in dieser Arbeitsebene aufgrund des Arbeitseingriffs a_e zwischen ihrem Ein- und Austritt aufspannt. Im Beispiel aus Abbildung 6.10 ist dieses Winkelsegment durch den Zeitraum zwischen den Zeitpunkten $t_{1,j}$ und $t_{2,j}$ gekennzeichnet. Das dabei aufgespannte Winkelsegment ϕ_{a_e} berechnet sich gemäß der trigonometrischen Beziehung (Abbildung 6.12, *links*) nach

$$\phi_{a_e} = \arccos \left(\frac{\frac{d_F}{2} - a_e}{\frac{d_F}{2}} \right). \quad (6.1)$$

Aufgrund der gedrahten Hauptschneide (Drallwinkel λ_s) befindet sich das Werkzeug auch nach dem teilweisen Austritt der Schneide (in *Arbeitsebene 1*) noch weiterhin im Eingriff (Zeitraum $t_{2,j}$ bis $t_{3,j}$). Das aufgespannte Winkelsegment aus dem Werkzeugdrall über die Schnitttiefe wird mit ϕ_{a_p} bezeichnet und ist in Abbildung 6.12 (*rechts*) an der Abwicklung (Koordinate ϕ_F) der Mantelfläche des Hüllzylinders (Koordinate ϕ_F) des Fräswerkzeugs veranschaulicht. Das Winkelsegment ϕ_{a_p} ist

$$\phi_{a_p} = \frac{2 \cdot a_p \cdot 180^\circ}{d_F \cdot \pi} \cdot \tan(\lambda_s). \quad (6.2)$$

Unter der Voraussetzung, dass es sich um ein gleichgeteiltes Fräswerkzeug handelt, bestimmt sich der Winkel ϕ_z zwischen den einzelnen Zähnen z_i (mit $i = 1, 2, 3$) als z -ter Teil des Umfangs ($\phi_z = \frac{360^\circ}{z}$). Das zum anfänglich erläuterten Zeitbereich Δt_{j+1} zugehörige Winkelsegment $\Delta\phi_{j+1}$ (Abbildung 6.12, *mittig*) berechnet sich mit dem Zahnteilungswinkel ϕ_z nach

$$\Delta\phi_{j+1} = \phi_z - (\phi_{a_e} + \phi_{a_p}). \quad (6.3)$$

Die zuvor formulierte Anforderung an den Prozess nach einem Zeitraum ohne physischen Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück setzt voraus, dass diese Differenz einen positiven Wert annimmt:

$$\phi_z - (\phi_{a_e} + \phi_{a_p}) \stackrel{!}{>} 0. \quad (6.4)$$

6.3.3 Algorithmus

Der Algorithmus zur Separierung der gemessenen Deformation in einen thermisch $u_{y,th}$ und einen mechanisch $u_{y,m}$ verursachten Anteil setzt sich aus drei Schritten zusammen:

1. Identifikation der Maximaldeformation jedes Zahneingriffs,
2. Berechnung der Zeitbereiche von kontaktlosen Phasen und
3. Extraktion der thermisch und mechanisch bedingten Deformationsverläufe.

Die ersten beiden Schritte des Vorgehens sind in Abbildung 6.13 festgehalten.

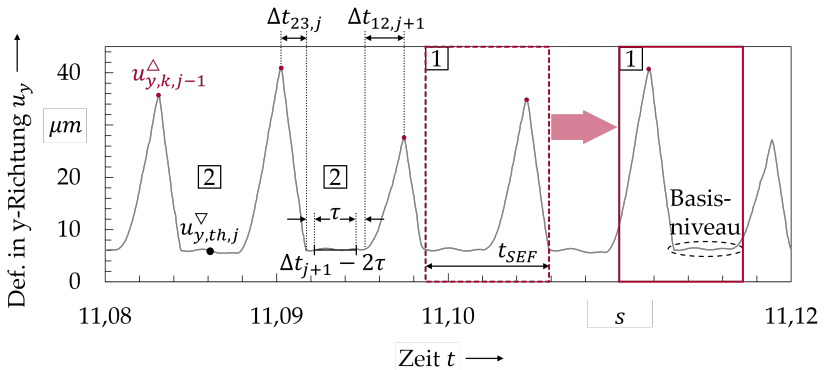


Abbildung 6.13: Veranschaulichung der Schritte 1 und 2 des Separierungsalgorithmus; das Basisniveau bezeichnet die Deformation des Werkstücks, die im Zeitraum Δt_{j+1} ohne physischen Kontakt von Werkzeug und Werkstück vorliegt

Um die maximale Deformation $u_{y,k,j}^\Delta$ bei jedem Zahneingriff zu identifizieren (Abbildung 6.13, Schritt 1), wird schrittweise ein Ausschnitt des Deformationssignals analysiert. Die Dauer eines Ausschnitts entspricht dem Zeitintervall t_{SEF} zwischen zwei Zahneintritten, also dem Kehrwert der SEF. Das Zeitintervall berechnet sich nach

$$t_{SEF} = \frac{\pi \cdot d_F}{v_c \cdot z}. \quad (6.5)$$

Aufgrund der Kopplung der Ausschnittslänge an die SEF wird bei einer schrittweisen Verschiebung des Ausschnitts um den Kehrwert der Abtastfrequenz f_s

irgendwann der Maximalwert jedes Zahns isoliert von den benachbarten Zähnen auswertbar. Eventuell auftretende Fehlidentifikationen werden durch eine nachgelagerte Logik eliminiert. Diese Logik prüft nach Durchlauf der schrittweisen Verschiebung des Ausschnitts, ob der Abstand der Maximalwerte dem Zeitintervall t_{SEF} entspricht.

In den Ausführungen der Abschnitte 6.3.1 und 6.3.2 wurde die Charakteristik des Deformationsverlaufs bereits im Detail analysiert. Ausgehend von der Lage der Maximalwerte kann der kontaktlose Bereich (Basisniveau) anhand der Zeitintervalle $\Delta t_{12,j}$ und $\Delta t_{23,j}$ zwischen den in Abbildung 6.13 gekennzeichneten Zeitpunkten $t_{1,j}$, $t_{2,j}$ und $t_{3,j}$ bestimmt werden (Abbildung 6.13, *Schritt 2*). Die Berechnung der beiden genannten Zeitintervalle sowie der Dauer des Basisniveaus Δt_{j+1} ist in den Gleichungen 6.6 bis 6.8 beschrieben (n steht hier für die Drehzahl des Werkzeugs):

$$\Delta t_{12,j} = \frac{\phi_{a_p}}{n}, \quad (6.6)$$

$$\Delta t_{23,j} = \frac{\phi_{a_e}}{n}, \quad (6.7)$$

$$\Delta t_{j+1} = t_{SEF} - \Delta t_{12,j} - \Delta t_{23,j}. \quad (6.8)$$

Der Wertebereich, über den sich das Basisniveau erstreckt, wird zur weiteren Verarbeitung auf eine repräsentative Deformation $u_{y,th,j}^\nabla$ reduziert. $u_{y,th,j}^\nabla$ ist hierbei der Mittelwert der gemessenen Deformationswerte im Zeitintervall $\Delta t_{j+1} - 2 \cdot \tau$ für den j -ten Schneideneingriff. Mit τ wird sicherstellt, dass ausschließlich Deformationswerte des Basisniveaus in die Mittelwertbildung einbezogen werden. Deformationswerte, die sich aus den unmittelbaren Schneideneingriffen ergeben, bleiben so unberücksichtigt. Dazu wurden für τ ein Wert von 10 % der Dauer des Basisniveaus Δt_{j+1} angesetzt (Abbildung 6.13).

Schritt 3, die Extraktion des thermischen und des mechanischen Anteils, kann mit den Vorarbeiten wie folgt vorgenommen werden: Der zeitliche Verlauf der identifizierten repräsentativen Punkte $u_{y,th,j}^\nabla$ stellt bereits den thermischen Deformationsverlauf dar. Der mechanische Anteil wird durch Subtraktion des thermischen Anteils von der gemessenen Deformation ermittelt (Abbildung 6.13).

6.3.4 Exemplarische Anwendung und Diskussion

Die Anwendung des vorgestellten Algorithmus (Abschnitt 6.3.3) auf das um die Störeinflüsse (Abschnitt 6.2.2) bereinigte Deformationssignal aus Abbildung 6.8 ergibt den in Abbildung 6.14 dargestellten Verlauf. Die Graphen zeigen die

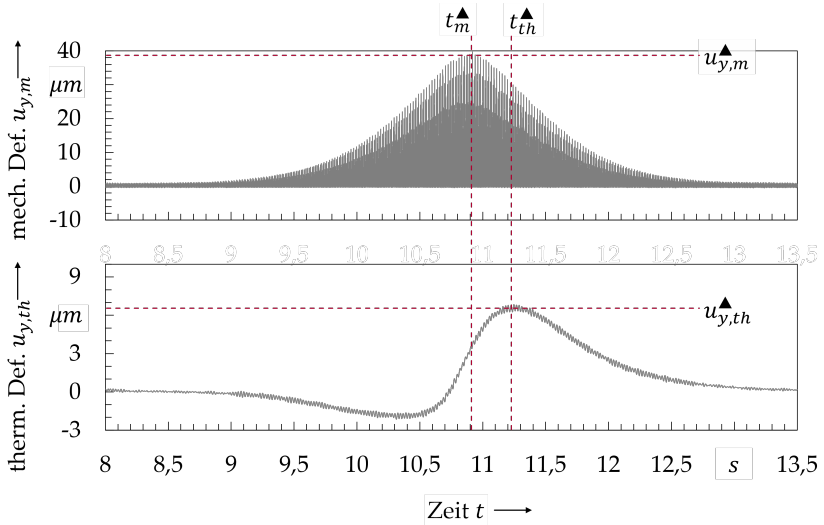


Abbildung 6.14: Mechanisch und thermisch bedingter Anteil des aufgetrennten Zeitverlaufs der Deformation (Referenzversuch – Anhang A.3)

mechanisch (Abbildung 6.14, oben) und die thermisch bedingte Deformation (Abbildung 6.14, unten).

Der Verlauf der mechanischen Deformation hängt lediglich von den Prozesskräften und der Struktursteifigkeit ab. Den Maximalwert $u_{y,m}^{\blacktriangle}$ (Zeitpunkt t_m^{\blacktriangle}) erreicht die mechanische Deformation genau zu dem Zeitpunkt, an dem der Mittelpunkt des Fräswerkzeugs den Messpunkt passiert, also die Struktur an dieser Stelle auf ihre minimale Querschnittsdicke b_{nB} reduziert ist (Positionsskizzen in Abbildung 6.8).

Mit den in den Abschnitten 4.3.1 und 4.3.2 gewonnenen Erkenntnissen zum Zusammenwirken des im Steg vorliegenden Temperaturfelds und der Deformation kann auch der Zeitverlauf der thermischen Deformation interpretiert werden. Ergänzend muss der Umstand angeführt werden, dass im realen Fräsprozess mit der wandernden Wärmequelle ein zusätzlicher Einfluss – im Gegensatz zu den Untersuchungen aus Abschnitt 4.3 – wirkt. Da die Interpretation anhand der Abstraktion aus Abschnitt 4.3 und der in Abbildung 4.3 dargestellten Temperaturverläufe erfolgt, ist nachstehend ergänzend auch der gemessene Temperaturverlauf als Vergleichsgröße abgebildet (Abbildung 6.15).

6 Empirische Ermittlung der thermisch bedingten Deformationen

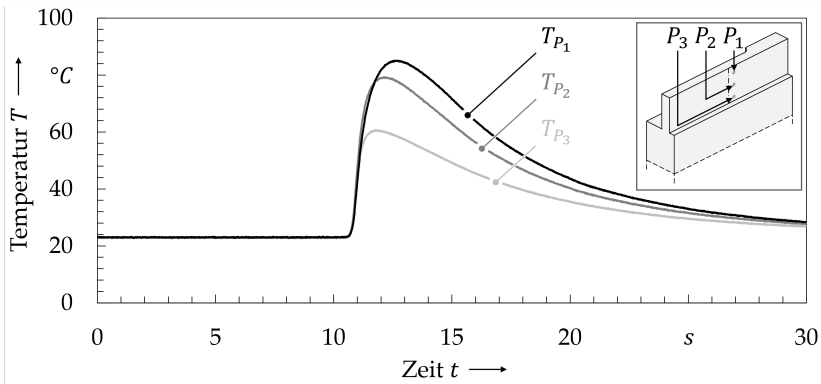


Abbildung 6.15: Gemessene Temperatur auf der Rückseite des Werkstücks (Referenzversuch – Anhang A.3); die drei eingezeichneten Messpunkte liegen in Vorschubrichtung (x -Achse) um 3 mm von der Stegmitte entfernt; die Abstände von der Stegoberkante bemessen sich mit 2 mm (P_1), 5 mm (P_2) und 8 mm (P_3)

Der Anstieg der thermischen Deformation erfolgt erst, nachdem der Zahneintritt ungefähr auf der Höhe des MP liegt (vergl. Abbildung 6.8). Dies begründet sich darin, dass das Temperaturfeld aufgrund der wandernden Wärmequelle stark einseitig ausgeprägt ist (Abbildung 6.15, steile Temperaturflanke im Anfangsbereich). Weiterhin ist der Querschnitt des Stegs vor dem Materialabhub steifer ausgebildet, weshalb sich unmittelbar davor aufbauende thermische Dehnungen vorwiegend in mechanisch schwächeren Bereichen entfalten. Je näher die Prozesszone dem MP kommt, desto stärker fällt die Temperaturdifferenz zwischen der Vorder- und der Rückseite des Stegs in diesem Bereich aus, was wiederum einen Anstieg der thermischen Deformation zur Folge hat. Ein identisches Verhalten spiegelt sich auch in den Simulationsergebnissen zur Plausibilisierung der Arbeitshypothese (Abbildung 4.5) wider. Die Temperaturdifferenz baut sich bis zum Zeitpunkt t_{th}^Δ , der mit der größten thermischen Deformation $u_{y,th}^\Delta$ korreliert, maximal auf und fällt anschließend ab. Aufgrund der wandernden Wärmequelle stellt sich hier im Gegensatz zu den Untersuchungen am abstrahierten Prozess kein stationärer Zustand der Temperaturdifferenz ein. Mit dem Überschreiten des Maximums tritt eine Homogenisierung des für die gemessene Deformation ursächlichen Temperaturfelds ein und die Deformation reduziert sich. Weil die in Prozessrichtung dahinterliegende Struktur dem gleichen, nur zeitversetzten, Deformationsvorgang unterliegt und dieser durch die zusammenhängende Struktur auch zu einer Auslenkung des MP führt, fällt der

Abfall der Deformation geringer aus als der Abbau der Temperaturdifferenz.

Bezüglich des gemessenen Temperaturverlaufs aus Abbildung 6.15 muss erwähnt werden, dass die Messung mittels Thermoelementen erfolgte. Um die Werkstückstruktur nicht zu schwächen, wurden diese nicht wie üblich in die Struktur eingebracht, sondern an den eingezeichneten Messpunkten (Abbildung 6.15 – P_1 , P_2 und P_3) mit einer Wärmeleitpaste oberflächlich appliziert. Im Verhältnis zur Dicke der Stegstruktur – insbesondere nach dem Prozessdurchlauf – fallen der Fühler des Thermoelements und die Wärmeleitpaste in ihrem Volumen groß aus. Das zugrundeliegende Messprinzip eines Temperaturengleichs zwischen Messmittel und Messobjekt lässt daher lediglich ein *gedämpftes* Abbild des realen Temperaturverlaufs erwarten (s. Abschnitt 2.4.3). Die getroffenen qualitativen und im Bereich geringerer Temperaturgradienten auch quantitativen Aussagen lassen sich aus dem Verlauf dennoch ableiten.

6.4 Fazit und Kapitelüberleitung

In Kapitel 6 wurde ein Vorgehen aufgezeigt (*Methode 1*), mit dem unter definierten Voraussetzungen der thermisch bedingte Anteil einer prozessinduzierten Werkstückdeformation empirisch ermittelt werden kann. Hierfür wurden sowohl das Prinzip der Deformationsmessung während des Prozesses (Abschnitt 6.2) als auch der Algorithmus der Signalseparierung erläutert (Abschnitt 6.3). Die Funktionsweise des Konstrukts wurde exemplarisch für eine Kombination der in der Versuchsreihe variierten Prozessgrößen veranschaulicht.

Im Rahmen der übergeordneten Methodik (Kapitel 5) dient die Anwendung der *Methode 1* auf den gesamten im Versuchsplan (Abschnitt 6.2.3) definierten Werte-Raum der Prozessgrößen (v_c , f_z und a_e) als Grundlage für die Bildung des empirischen Ersatzmodells.

Im folgenden Kapitel 7 wird der zweite Baustein der Methodik (Kapitel 5) vorgestellt. Er umfasst eine Methode zur Modellierung und Simulation des Fräsprozesses (Definition nach Abschnitt 5.3) bzw. der hieraus resultierenden thermisch bedingten Deformationen. Der zweite Baustein stellt das virtuelle Pendant zu dem in Kapitel 6 entwickelten experimentellen Vorgehen dar.

7 Methode 2: Simulation der thermisch bedingten Deformationen

7.1 Übersicht über die Methode

Abbildung 7.1 zeigt das Vorgehen zur simulationsbasierten Ermittlung der thermisch bedingten Werkstückdeformationen.

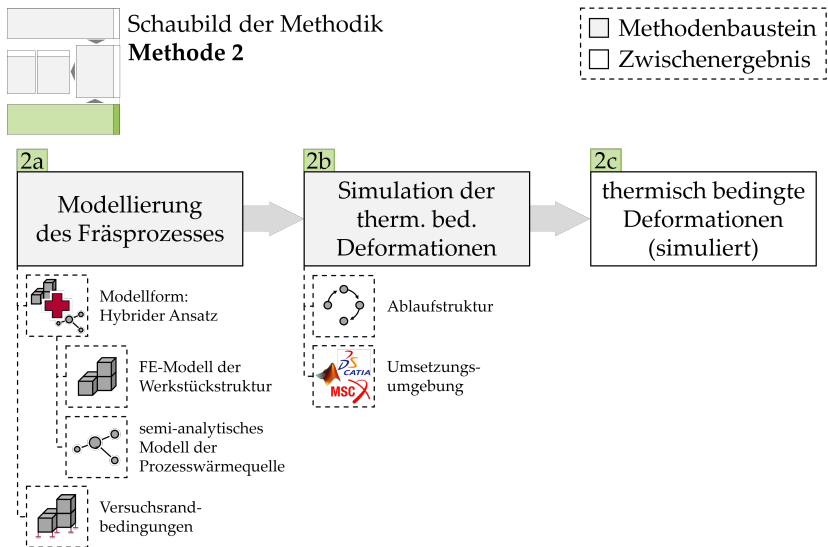


Abbildung 7.1: Übersichtsschaubild der Methode zur Simulation thermisch bedingter Deformationen

Zunächst werden die grundsätzlichen *Anforderungen* an die Modellierung und Simulation in Abschnitt 7.2 formuliert. Darauf basierend beinhaltet der erste Baustein (*Baustein 2a*) den Vorgang der *Modellierung* des Fräsprozesses. Hierin wird auf Basis der *Anforderungen* eine infrage kommende *Modellform* definiert. Für den untersuchten Prozess wird ein hybrider Ansatz aus einem numerischen

7 Simulation der thermisch bedingten Deformationen

Modell der Werkstückstruktur (Abschnitt 7.3.2) und einem semi-analytischen *Modell der Prozesswärmequelle* (Abschnitt 7.3.3) verwendet. Abschließend erfolgt der *Ansatz der Randbedingungen* (Einspannbedingungen). Mit dem zweiten Baustein, der *Simulation* (Baustein 2b), findet die Berechnung der thermisch bedingten Deformationen statt. Dafür wird zunächst eine *Ablaufstruktur* (Abschnitt 7.4.2) entworfen. Sie beschreibt die Form, in der die Modellierung aus *Baustein 2a*, die Kopplung und Vorbereitung der Modelle für die Berechnung sowie die eigentliche Simulation zeitlich zusammenwirken. Die Softwareumgebungen, Schnittstellen und Dateiformate werden bei der Beschreibung der *Umsetzungsumgebung* (Abschnitt 7.4.3) eingeführt. In einem letzten Schritt wird die Simulation anhand einer exemplarischen Referenzkombination der Prozessgrößen *diskutiert* (Abschnitt 7.4.4). Analog zu Kapitel 6 resultiert ein zeitlicher Verlauf thermisch bedingter Deformationen (*Baustein 2c*).

Aspekte aus Kapitel 7 wurden bereits in LOEHE & ZAEH (2014) und WIMMER et al. (2018b) veröffentlicht.

7.2 Anforderungen an Modellierung und Simulation

Aus den vorgesehenen Anwendungsfällen (Kapitel 5) resultieren verschiedene Anforderungen, die im Folgenden näher beschrieben werden.

Detailierungsgrad

Das Modell muss die Werkstückkonturen im gesamten Wirkungsbereich des Prozesses detailliert abbilden können. Diese Anforderung besteht sowohl aus thermischer als auch aus strukturmechanischer Sicht, thermisch, da die Ausprägungen des aus der Wärmequelle resultierenden Temperaturfeldes durch Wärmeleitungs- und Wärmespeichereffekte stark von der geometrischen Form abhängen. Hiermit verbunden ist auch ein direkter Einfluss auf das thermische Ausdehnungsverhalten. Aus strukturmechanischer Sicht besteht diese Anforderung, weil die Nachgiebigkeit der untersuchten Struktur ebenfalls stark von der Geometrie des Werkstücks abhängt. Die Gestalt der Deformation wiederum hängt maßgeblich von den lokalen Verhältnissen der Nachgiebigkeit ab. Mit abnehmender Wandstärke ist eine Einflusszunahme der beschriebenen Faktoren zu erwarten.

Räumliche Diskretisierung

Entscheidend für die Auslegung der räumlichen Diskretisierung sind die zu erwartenden hohen Temperaturgradienten sowie großen Deformationen an der dünnwandigen Struktur. Um sowohl das räumliche Temperaturfeld als

auch das hieraus resultierende Deformationsverhalten über die Stegdicke abbilden zu können, ist eine feine räumliche Diskretisierung im Prozessbereich erforderlich. Der räumlichen Diskretisierung mit kleinen Elementen sind allerdings in Bezug auf die Größe letztlich durch die Rechnerleistung und die Rechendauer Grenzen gesetzt.

Zeitliche Diskretisierung

Der Schneideneingriff (Abbildung 6.11, Zeitpunkte $t_{1,j}$ bis $t_{3,j}$) dauert je nach gewählten Werten der Prozessgrößen rechnerisch zwischen 2,26 ms (bei $v_c = 200 \text{ m min}^{-1}$ und $a_e = 0,2 \text{ mm}$) und 3,81 ms (bei $v_c = 140 \text{ m min}^{-1}$ und $a_e = 0,6 \text{ mm}$)⁵⁹. Der Zeitraum Δt_{j+1} bis zum Eintritt der nächsten Schneide beträgt in diesen Fällen zwischen 2,76 und 3,37 ms. Die zeitliche Diskretisierung muss so gewählt sein, dass der Deformationsvorgang (Abbildung 6.11) innerhalb der genannten Zeitbereiche abgebildet werden kann. Gleichzeitig gilt es zu beachten, dass mit kleiner werdender Zeitschrittweite Δt die Anzahl der für die Simulation notwendigen Berechnungsschritte n_{ZS} direkt proportional ansteigt (Gleichung 7.1). Mit n ist hierbei die Drehzahl des Werkzeugs, mit l_{FB} die Länge der Fräsbahn und mit ϕ_z der Zahnteilungswinkel des Werkzeugs bezeichnet. Für n_{ZS} gilt:

$$n_{ZS} = \underbrace{\frac{\phi_z}{n \cdot 360^\circ \cdot \Delta t}}_{\substack{\text{Zeitschritte} \\ \text{Zahneingriff}}} \cdot \underbrace{\frac{l_{FB}}{f_z}}_{\text{Zahneingriffe}} \quad (7.1)$$

Auch bei der zeitlichen Diskretisierung stellt die Rechendauer die wesentliche Restriktion dar.

Material/Werkstoff

Weil im realen Prozess das Material einem nichtlinearen temperaturabhängigen Verhalten unterliegt, muss diesem Verhalten auch in der Simulation in Form eines nichtlinearen Materialmodells Rechnung getragen werden.

⁵⁹ Alle weiteren prozessrelevanten Größen sind dem Abschnitt 5.3 zu entnehmen.

7.3 Modellierung

7.3.1 Definition der Modellform

Bereits in den Ausführungen zu den *Grundlagen und dem Stand der Wissenschaft* (Kapitel 2) wurden die verschiedenen Ansätze zur Beschreibung der Wirkmechanismen und Prozessauswirkungen (Abschnitt 2.3) mit ihren jeweiligen Stärken dargelegt. Für die Abbildung von Zerspanungsprozessen wurde hierbei die hybride Modellierung als Schlüsseltechnologie herausgehoben. Auch in dieser Arbeit dient ein hybrides Modell als Basis zur Berechnung thermisch bedingter Deformationen. Die Gliederung des Modells erfolgt in diesem Fall zwischen Werkstückstruktur und Prozesswärmequelle. Auf der Seite der Werkstückstruktur erfolgt die Modellierung numerisch mittels *FEM*. Die Prozesswärmequelle wird in Form eines semi-analytischen Modells abgebildet. Für die nachfolgenden Erläuterungen zur Wahl der hybriden Modellform ist in Abbildung 7.2 der Gesamtkontext der Modellierung schematisiert.

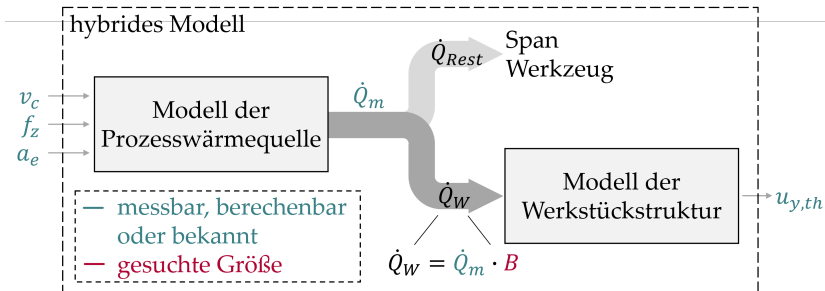


Abbildung 7.2: Blockschaubild zur Einordnung des gesuchten Wärmeaufteilungskoeffizienten B im hybriden Modell (Prozesswärmequelle und Werkstückstruktur)

Aus Abschnitt 5.1 ist bekannt, dass das angestrebte resultierende empirische Ersatzmodell den Zusammenhang zwischen den Prozessgrößen (v_c , f_z und a_e) und einer punktuellen prozessinduzierten thermisch bedingten Deformation $u_{y,th}$ des Werkstücks abbilden muss. Den gleichen Zusammenhang muss nach dem in der Methodik (Kapitel 5) dargestellten Vorgehen auch das simulationsbasierte Ersatzmodell wiedergeben. Um den Wärmeaufteilungskoeffizienten B identifizieren zu können, müssen das simulationsbasierte Ersatzmodell bzw. die zugrundeliegende Simulation zudem den Wärmeaufteilungskoeffizienten B in isolierter Form beinhalten. Das hybride Modell gemäß Abbildung 7.2 ist

so konzipiert, dass das Modell der Prozesswärmequelle einen Wärmestrom \dot{Q}_m bereitstellt, welcher sich nach Abschnitt 2.2.2 in Werkstück, Werkzeug und Span aufteilt. Auf Basis des Wärmestroms in das Werkstück \dot{Q}_W wird mit einem Strukturmodell die resultierende thermisch bedingte Deformation $u_{y,th}$ berechnet. Zwischen den beiden Bestandteilen der hybriden Modellierung ist in dem aus Gleichung 2.1 bekannten Zusammenhang $\dot{Q}_m = \dot{Q}_W \cdot B$ der gesuchte Wärmeaufteilungskoeffizient B enthalten.

Strukturmodell

Die Wahl eines numerischen Modells der Werkstückstruktur begründet sich im Wesentlichen aus der Anforderung nach einem hohen Detaillierungsgrad. Diese kann weder durch analytische noch durch semi-analytische oder empirische Modellierungsformen adäquat erfüllt werden. Analytische Modelle würden eine vollständige Beschreibung der Stegnachgiebigkeit mit fortschreitendem Spanabhub voraussetzen und in einer hohen Komplexität münden. Die Modellierungsansätze auf experimenteller Basis (empirisch und semi-analytisch) schließen sich für die in dieser Arbeit vorgesehene Anwendung per se aus. Der gesuchte Zusammenhang zwischen dem Wärmeeintrag in das Werkstück und einer resultierenden thermisch bedingten Deformation lässt sich mit diesen Ansätzen nicht herstellen, weil der Wärmeeintrag in das Werkstück als zentrale erforderliche Größe nicht direkt messbar ist (s. Abschnitt 2.3.4).

Prozesswärmequellenmodell

Zur Modellierung des Zusammenhangs zwischen den Prozessgrößen und dem Wärmestrom (Wärmequelle) wird auf einen semi-analytischen Ansatz – in Anlehnung an die Ausführungen in Abschnitt 2.3.4 – zurückgegriffen. Dessen Wahl basiert im Wesentlichen auf der hiermit verbundenen hohen Rechenzeiteffizienz sowie der hohen Modellgenauigkeit innerhalb eines kalibrierten Werte-Raums der Prozessgrößen.

Im Folgenden werden das Strukturmodell und das Modell der Prozesswärmequelle als Teile des übergeordneten hybriden Ansatzes spezifiziert.

7.3.2 Definition des Strukturmodells

Die Generierung des *FE*-Modells der Struktur erfolgt in drei Schritten:

1. Erzeugung eines volumetrischen Modells der Struktur
2. Segmentierung des volumetrischen Modells
3. Vernetzung der Segmente

7 Simulation der thermisch bedingten Deformationen

Grundsätzlich bestehen unterschiedliche Möglichkeiten zur Abbildung des Materialabzugs durch das Werkzeug. In dieser Arbeit wird der Materialabhub bereits im Rahmen der Modellierung berücksichtigt⁶⁰. Die Modellierung erfolgt mittels der Methode *Constructive-Solid-Geometry* (CSG, deutsch: konstruktive Festkörpergeometrie). Sie basiert auf der Kombination einfacher Grundkörper mittels boolescher Operationen. Somit kann der Materialabhub durch schrittweise Subtraktion der räumlichen Fräsbahnkontur von der Geometrie des Ausgangswerkstücks nachgebildet werden. Die konkrete Anwendung des Vorgehens ist in Abbildung 7.3 dargestellt. Zunächst muss dafür die Symbolik

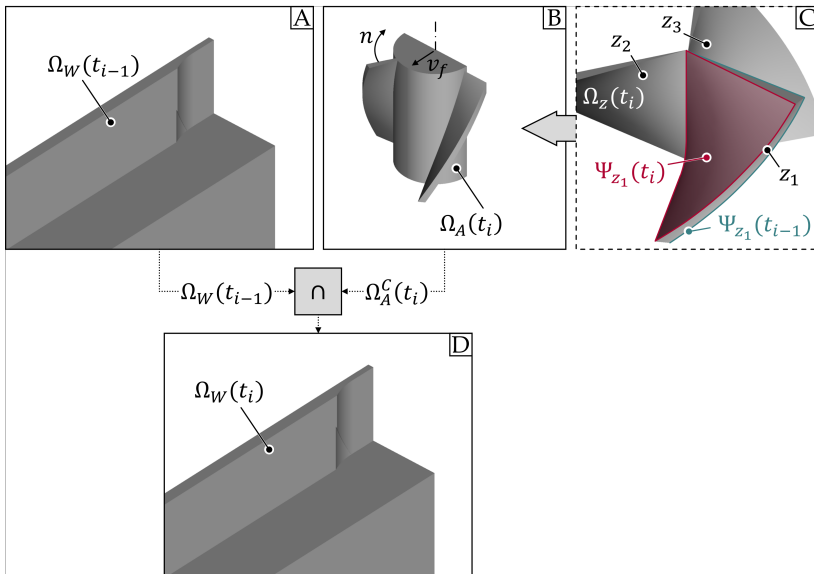


Abbildung 7.3: Volumetrische Modellierung der Werkstückstruktur Ω_W durch inkrementweise boolesche Subtraktion des Materialabzugs Ω_A

der booleschen Operationen, die in den Abbildungen 7.3 und 7.4 Anwendung finden, mit Tabelle 7.1 erläutert werden.

Detail A der Abbildung 7.3 zeigt das Ausgangskontinuum Ω_W des Werkstücks. Der Zeitpunkt t_{i-1} kennzeichnet hierbei, dass dieses Kontinuum das Ergebnis des dem Betrachtungszeitpunkt vorgelagerten Inkrements darstellt. Zum

⁶⁰ Der Materialabhub kann alternativ durch Deaktivierung von Elementen innerhalb der Simulation nachgebildet werden.

Operator	Beschreibung
\cup	Vereinigungsmenge zweier Körper
\cap	Schnittmenge zweier Körper
\square^C	Komplementärmenge eines Körpers

Tabelle 7.1: Symbolik der in dieser Arbeit verwendeten booleschen Operationen

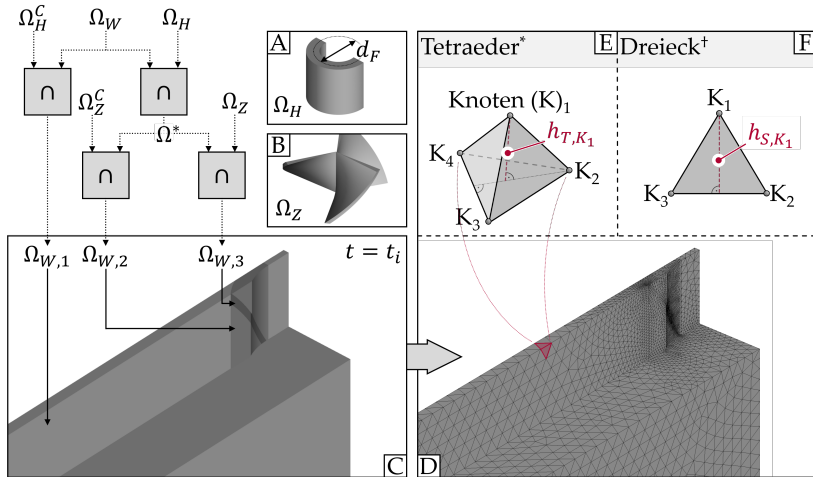
Zeitpunkt $t_{i-1} = 0$ s entspricht Ω_W dem Initialzustand des Werkstücks. In den meisten industriellen Anwendungen liegt dieser Zustand als Volumenmodell vor. In *Detail B* (Abbildung 7.3) ist der Materialabhub Ω_A des aktuellen Zeitpunkts t_i zu sehen. Dieser setzt sich aus dem Abhubvolumen $\Omega_Z(t_i)$ der einzelnen Zähne zwischen den Zeitpunkten t_{i-1} und t_i (Abbildung 7.3, *Detail C*) sowie einem um die Rotationsachse des Werkzeugs angeordneten Halbzylinder zusammen. Letzterer ist lediglich aus anwendungstechnischen Gründen⁶¹ Bestandteil des Abhubvolumens. Ergänzend sei angeführt, dass die Modellierung des Abhubvolumens aufgrund der komplexeren Geometrie nicht mittels CSG erfolgte. Stattdessen wird das durch die in radialer Richtung extrapolierten Spanflächen Ψ_{z_j} (mit $j = 1, 2, 3$) zwischen den Zeitpunkten t_{i-1} und t_i aufgespannte Volumen mit der Methode *Boundary Representation* (*brep*, deutsch: Begrenzungsflächenmodell) modelliert (Abbildung 7.3, *Detail C*). Um das Abhubvolumen in *Detail B* (Abbildung 7.3) zu erreichen, wird das Flächenmodell durch den Fräserdurchmesser d_F begrenzt (in *Detail C* der Abbildung 7.3 nicht dargestellt). Das extrapolierte Flächenmodell findet in den weiteren Ausführungen noch einmal ohne Begrenzung als Volumen Ω_Z Verwendung, weshalb hier nicht direkt die Länge der Spanfläche abgebildet ist. Die Schnittmenge aus dem Werkstückkontinuum $\Omega_W(t_{i-1})$ und dem Komplementär des Abhubvolumens ergibt die für den Zeitpunkt t_i gesuchte Werkstückgeometrie $\Omega_W(t_i)$ (Abbildung 7.3, *Detail D*).

Zu Beginn des Abschnitts wurde ausgeführt, dass die Modellierung der Geometrie nach dem vorhergehenden Schema für jeden Zeitschritt erneut erfolgt. Folglich muss auch die Vernetzung dieser Geometrie für jeden Zeitschritt i wiederholt werden. Um der Forderung nach einer hohen räumlichen Diskretisierung im Prozessbereich (Abschnitt 7.2) nachzukommen und gleichzeitig iterative Schritte innerhalb der *FEM* zu vermeiden, findet vor jedem Vernet-

⁶¹ Der Halbzylinder dient dazu, das Abhubvolumen $\Omega_Z(t_i)$ der einzelnen Zähne zu einem gemeinsamen Körper zu vereinen. Bei der Geometrierstellung auftretende Artefakte können somit eliminiert werden.

7 Simulation der thermisch bedingten Deformationen

zungsvorgang eine Segmentierung der Geometrie statt. Die drei einzelnen Segmente $\Omega_{W,1}$, $\Omega_{W,2}$ und $\Omega_{W,3}$, in die das Werkstückkontinuum Ω_W eingeteilt wird, sind in Abbildung 7.4 für den Zeitpunkt t_i visualisiert.



*lineare Ansatzfunktion

†lineare Ansatzfunktion – Seitenfläche des Tetraeders

Abbildung 7.4: Segmentierung des Werkstückvolumens Ω_W in die Teilvolumina $\Omega_{W,1}$, $\Omega_{W,2}$ und $\Omega_{W,3}$ (links) und Vernetzung der Volumina durch Tetraeder mit linearer Ansatzfunktion (rechts)

Neben den aus Abbildung 7.3 (Detail A) bekannten Volumina Ω_W und Ω_Z ist in Abbildung 7.4 auch der Hüllzylinder Ω_H (Detail A) dargestellt. Dieser umfasst das Werkzeug an den in Vorschubrichtung vorne liegenden beiden Quadranten und umschließt somit die Vorlaufzone des Prozesses sowie den Prozessbereich. Mittels boolescher Operationen werden die aufgeführten Volumina nach dem Schema aus Abbildung 7.4 (links) miteinander verschnitten bzw. vereinigt und somit die Werkstückstruktur in mehrere Segmente zerteilt (Abbildung 7.4, Detail C). Die Segmente sind in Tabelle 7.2 beschrieben.

Die Segmente $\Omega_{W,1}$ und $\Omega_{W,2}$ in Detail C (Abbildung 7.4) stellen einen groben (prozessfernen) und einen feinen (prozessnahen) Vernetzungsbereich dar. Innerhalb des zweiten Segments wird über das Abhubvolumen der Bereich des im Inkrement vollzogenen Materialabhubs abgegrenzt ($\Omega_{W,3}$). Dieser Schritt vereinfacht die Ankopplung des Modells der Prozesswärmequelle in Abschnitt 7.3.3.

Segment	Beschreibung
$\Omega_{W,1}$	Verschneidung der Werkstückgeometrie Ω_W mit der Komplementärmenge des Hüllzylinders Ω_H
Ω^*	Verschneidung der Werkstückgeometrie Ω_W mit dem Hüllzylinder Ω_H
$\Omega_{W,2}$	Verschneidung des Zwischenvolumens Ω^* mit der Komplementärmenge der extrapolierten Spanflächen (Abhubvolumen) Ω_Z
$\Omega_{W,3}$	Verschneidung des Zwischenvolumens Ω^* mit der extrapolierten Spanfläche (Abhubvolumen) Ω_Z

Tabelle 7.2: Beschreibung der Segmentvolumina in Bezug auf Abbildung 7.4

Auf dieser Basis kann die Vernetzung der einzelnen Segmentvolumina erfolgen (Abbildung 7.4, *Detail D*). Im konkreten Anwendungsfall wurden dem 3D-Vernetzungsalgorithmus *tetmesh* in der Softwareumgebung *HyperMesh*[®] die in Tabelle 7.3 aufgeführten Netzeigenschaften vorgegeben. Der Begriff der *Elementgröße* beschreibt hierbei die angestrebte Höhe h_{T,K_i} des Tetraederelements (Abbildung 7.4, *Detail E*) bzw. h_{S,K_i} des Dreieckelements (Abbildung 7.4, *Detail F*).

Eigenschaft	Elementtyp	Wert	Einheit
Elementgröße Ψ_S	Dreieck	0,3	mm
Elementgröße Ψ_F	Dreieck	0,5	mm
Elementgröße $\Omega_{W,1}$ (unterhalb des Stegs)	Tetraeder	3,0	mm
Elementgröße $\Omega_{W,1}$ (im Steg)	Tetraeder	1,5	mm
Elementgröße $\Omega_{W,2}$	Tetraeder	1	mm
Elementgröße $\Omega_{W,3}$	Tetraeder	1	mm
Wachstumsrate des Netzes	-	1,2	-

Tabelle 7.3: Definition der Netzeigenschaften für die Flächen und Volumina aus den Abbildungen 7.3 und 7.4; eine Definition der Elementgröße ist *Detail E* aus Abbildung 7.4 zu entnehmen

Bei den Elementen Ψ_S und Ψ_F aus Tabelle 7.3 handelt es sich um die Kontaktfläche der Werkzeugsplanfläche (*S*) und den von der Schneide während eines Inkrements überstrichenen Bereich (*F*) (Abbildung 7.5, *Detail A*).

Es wurde auf die Nutzung von Tetraedern mit linearer Ansatzfunktion zurückgegriffen (Abbildung 7.4, *Detail E*), weil sich mit diesen die feinen spitz zulaufenden Geometrien am genauesten und unter Einhaltung der Forderung nach einem hohen Detaillierungsgrad (Abschnitt 7.2) abbilden lassen.

7.3.3 Definition der Prozesswärmequelle

Das Verfahren zur Wärmequellenmodellierung (siehe auch Abschnitt 2.3.4) beruht auf der vereinfachenden Grundannahme, dass die gesamte zum Materialabhub erforderliche mechanische Energie in Wärme übergeht (aus Abschnitt 2.2.2). Nach ABUKSHIM et al. (2006, S. 784) und PULS et al. (2011, S. 667) berechnet sich die für diesen Vorgang erforderliche mechanische Leistung P_m und somit auch der in die Prozesszone eingebrachte Wärmestrom \dot{Q}_m aus der Schnittleistung P_c und der Vorschubleistung P_f nach

$$P_m = \underbrace{F_c \cdot v_c}_{P_c} + \underbrace{F_f \cdot v_f}_{P_f} = \dot{Q}_m. \quad (7.2)$$

Mit F_c wird die Schnittkraft, mit F_f die Vorschubkraft bezeichnet. Aufgrund der gedrahten Werkzeugschneidkante verändert sich die Spannungsdicke h_c über die Schnitttiefe a_p und somit verändern sich auch die Zerspankräfte (F_c und F_f). Um diesem Sachverhalt Rechnung zu tragen, wird der Schneideneingriff (entlang der Rotationsachse des Werkzeugs) in Scheibenelemente diskretisiert (analog Anhang A.1.3). Innerhalb der einzelnen Scheiben gilt die Annahme einer konstanten Spannungsdicke, womit die im Scheibenelement s wirkenden Zerspankräfte $F_{c,s}$ und $F_{f,s}$ nach Gleichung A.4 (S. 165) berechnet werden können. Dieser Schritt erfolgt innerhalb eines Unterprogramms der FE-Umgebung für jedes Inkrement erneut. Die Dicke $h_{z,s}$ der einzelnen Scheibenelemente wird durch die Elementgröße der Vernetzung in der Prozesszone vorgegeben (s. *Detail C* der Abbildung 7.5)⁶². Durch Summenbildung werden die insgesamt wirkenden Zerspankräfte und nach Gleichung 7.2 der Wärmestrom \dot{Q}_m ermittelt. Dieser Wärmestrom teilt sich gemäß Gleichung 2.1 (S. 26) und Abbildung 7.2 in einen Teil \dot{Q}_W auf, der in das Werkstück fließt, und in einen Teil \dot{Q}_{Rest} , der in den Span und das Werkzeug fließt.

Die Kopplung des bislang kontinuierlichen Wärmestrommodells von \dot{Q}_W (dargestellt als wandernder linienförmiger Wärmestrom in *Detail B* der Abbildung

⁶² Die Segmentierung des Werkstückvolumens (Abbildung 7.4) stellt hierbei sicher, dass die Schneidkante mit den Elementkanten der verwendeten Tetraeder (Verschneidung der Flächen Ψ_f und Ψ_s in *Detail B* der Abbildung 7.5) zusammenfällt und die Scheibenelemente gebildet werden können.

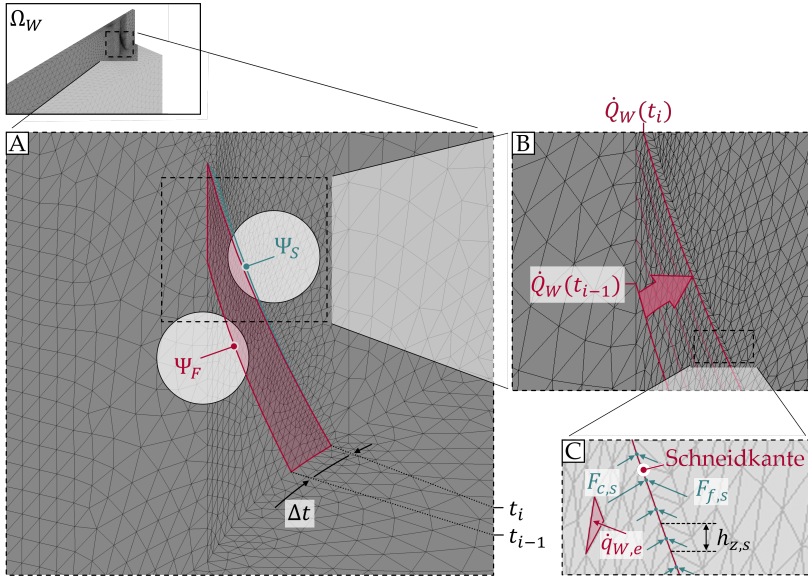


Abbildung 7.5: Kopplungszone zwischen dem FE-Modell der Werkstückstruktur und dem semi-analytischen Modell der Prozesswärmequelle

7.5) mit dem FE-Modell der Werkstückstruktur erfordert eine zeitliche und räumliche Diskretisierung der Formulierung des Wärmestrommodells. Die zeitliche Diskretisierung wird durch das Zeitintervall Δt eines Inkrements in der FE-Umgebung festgelegt. Aus der Vernetzung des Werkstückvolumens Ω_W folgt die Vorgabe der räumlichen Diskretisierung.

Für das Zeitintervall Δt wird angenommen, dass währenddessen die Wärmequelle für eine ausreichend kleine zeitliche Diskretisierung mit einem konstanten mittleren Wert \bar{Q}_W zwischen den Zeitpunkten t_{i-1} und t_i auf das Werkstück wirkt. Mit einer Erweiterung der Gleichung 2.1 wird diese Annahme wie folgt berücksichtigt:

$$\bar{Q}_W(t_i) = B \cdot \frac{\dot{Q}_m(t_i) + \dot{Q}_m(t_{i-1})}{2}. \quad (7.3)$$

Während des Zeitintervalls Δt wirkt der mittlere Wärmestrom \bar{Q}_W auf eine hierbei von der Schneide überstrichene Fläche Ψ_F (Abbildung 7.5, Detail A) mit dem Flächeninhalt $A_{\Psi_F}(t_i)$. Dieser Vorgang kann in Form einer mittleren

7 Simulation der thermisch bedingten Deformationen

Wärmestromdichte \bar{q}_W ausgedrückt werden:

$$\bar{q}_W(t_i) = B \cdot \frac{\dot{Q}_m(t_i) + \dot{Q}_m(t_{i-1})}{2} \cdot \frac{1}{A_{\Psi_F}(t_i)}. \quad (7.4)$$

Die mittlere Wärmestromdichte \bar{q}_W wird in dem FE-Modell an allen zur Fläche Ψ_F kongruenten Elementflächen e der Werkstückvernetzung angesetzt. Um die Abhängigkeit von der Spannungsdicke h_c einzubeziehen, wird die Wärmestromdichte mit einem Faktor η_e multipliziert. Dieser Faktor ist proportional zu der am Element rechnerisch vorliegenden Spannungsdicke $h_{c,e}$ und skaliert die Wärmestromdichte zugleich so, dass der Wärmestrom $\bar{Q}_W(t_i)$ insgesamt erhalten bleibt. Eine Herleitung dieser skalierten Gewichtung η_e ist in Anhang A.4 erläutert. Die Prozesswärmequelle an den einzelnen Elementflächen $\dot{q}_{W,e}$ (Abbildung 7.5, *Detail C*) des FE-Modells stellt sich gemäß

$$\begin{aligned} \dot{q}_{W,e}(t_i) &= \bar{q}_W(t_i) \cdot \eta_e \\ &= \bar{q}_W(t_i) \cdot \frac{h_{c,e}^{0,71}(t_i) \cdot A_{\Psi_F}(t_i)}{\sum_{e=1}^{n_e} \left(h_{c,e}^{0,71}(t_i) \cdot A_e(t_i) \right)} \end{aligned} \quad (7.5)$$

dar. n_e entspricht hierin der Anzahl der zur Fläche Ψ_F kongruenten Elementflächen und A_e ist deren jeweiliger Flächeninhalt. Ebenso erfolgt die Identifikation der relevanten Elementflächen sowie die Berechnung des Flächeninhalts in einem Unterprogramm der FE-Umgebung. Somit verbleibt, wie in Abschnitt 7.3.1 proklamiert, der Wärmeaufteilungskoeffizient B als variable Größe im Modell der Prozesswärmequelle.

7.3.4 Ansatz der Randbedingungen

Um den Prozess anhand des Strukturmodells (Abschnitt 7.3.2) und des Modells der Prozesswärmequelle (Abschnitt 7.3.3) simulieren zu können, ist eine Beschreibung der anzusetzenden Randbedingungen erforderlich. Darunter sind an dieser Stelle ausschließlich die Einspannbedingungen des Werkstücks zu verstehen. Analog zu Abschnitt 4.2 wird eine Wärmeabfuhr aus dem Werkstück durch freie Konvektion und Strahlung vernachlässigt. Abbildung 7.6 (*links*) zeigt die Spannsituation des Werkstücks.

Die hieraus abgeleiteten Randbedingungen an den Spannflächen des Werkstücks Ψ_b und Ψ_f bzw. an den darauf liegenden Knotenelementen K_i ($K_i \in \Psi_b, \Psi_f$, mit i als Zählvariable der Knoten) sind auf der rechten Seite dargestellt. Der genutzte hydraulische Schraubstock (Abbildung 7.6, *links*) verfügt über

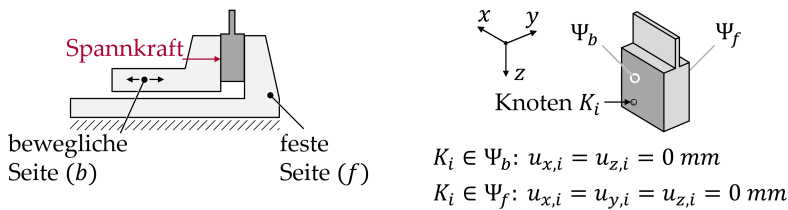


Abbildung 7.6: Schematische Darstellung der Einspannbedingungen des Werkstücks (links) und die hieraus abgeleiteten Randbedingungen für die Modellbildung (rechts)

eine bewegliche (b) und eine feste (f) Seite. Beide Spannbacken waren mit ebener und glatter Oberfläche ausgeführt. Weil die Stegstruktur eine signifikant geringere Steifigkeit aufweist als die Spannvorrichtung, wird an dieser Stelle der Einfluss der Nachgiebigkeit der Spannvorrichtung vernachlässigt. Dazu werden im Strukturmodell (Abschnitt 7.3.2) die translatorischen Freiheitsgrade der Knoten auf der Spannfläche (Deformationen $u_{x,i}$, $u_{y,i}$ und $u_{z,i}$ gleich 0 mm) gesperrt und damit das mechanische Verhalten der Spannvorrichtung als starr angenommen. Auf der festen Schraubstockseite wird der Freiheitsgrad der Knoten in x -, y - und z -Richtung gesperrt, auf der beweglichen Seite nur in x - und z -Richtung (Abbildung 7.6, rechts).

7.4 Simulation

7.4.1 Allgemeines

Im Rahmen des Abschnitts 7.4 sollen die Ablaufstruktur der Simulation sowie die für diese Arbeit genutzte Umsetzungsumgebung beschrieben werden.

7.4.2 Ablaufstruktur

Die Ablaufstruktur (Abbildung 7.7) beschreibt das Vorgehen bei der Umsetzung der hybriden Simulation. Sie basiert auf einer Server-Client-Struktur. Der *Server* stellt das zentrale Element der Ablaufstruktur dar. Er hat hier die Funktion, verschiedene *Aufträge* zu verwalten und die zur Berechnung einzelner Inkremente erforderlichen Berechnungs-*Jobs* zu erstellen. Die *Jobs* wiederum werden einem oder mehreren *Clients* zur Bearbeitung zugewiesen. Ein *Client*

7 Simulation der thermisch bedingten Deformationen

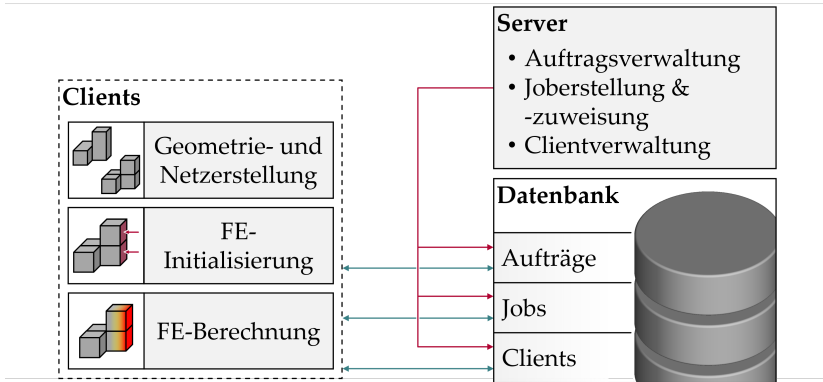


Abbildung 7.7: Struktureller Aufbau der Simulationsumgebung

repräsentiert einen Rechner oder eine Sitzung auf einem Rechner, der bzw. die einen einzelnen *Job* ausführen kann. Im Fall dieser Arbeit wird zwischen *Clients* zur Geometrie- und Netzerstellung, zur Initialisierung des *FE*-Modells und zur Berechnung des *FE*-Jobs unterschieden. Der Datenaustausch zwischen dem *Server* und den *Clients* ist über eine *Datenbank* realisiert. Die Verwaltung der *Clients*, die Anmeldung neuer *Clients* und die Aktivitätsüberwachung sind ebenfalls *Server*-Aufgaben. Nachfolgend werden die Funktionen der einzelnen Bestandteile im Detail beleuchtet und die Begriffe *Auftrag* und *Job* definiert.

Auftrag

Unter einem *Auftrag* wird hierbei der Simulationsauftrag einer einzelnen Kombination von Größen (Prozessgrößen und Wärmeaufteilungskoeffizient) verstanden. Im Rahmen der Auftragsverwaltung werden aus den Einzelaufträgen sogenannte geometrisch gleiche Simulationen identifiziert und hieraus Potenziale zur Parallelisierung abgeleitet. Der Begriff der *geometrischen Gleichheit* wird im weiteren Verlauf dieses Abschnitts noch spezifiziert.

Job

Ein *Job* impliziert eine konkrete Anweisung für die Ausführung einer einzelnen Aufgabe innerhalb eines Berechnungsincrements. Jeder *Job* beinhaltet zudem eine Klassifikation, die den erforderlichen *Client*-Typ beschreibt. Daneben werden dem jeweiligen *Client* über den *Job* Verweise auf programmablaufbezogene Initialbedingungen (Datenübergabe) aus dem vorherigen Inkrement übergeben.

Geometrie- und Netzerstellung (Client)

Der *Client* zur Geometrie- und Netzerstellung erzeugt inkrementweise das Modell der Werkstückstruktur und vernetzt dieses. Inhaltlich wurde der Vorgang in Abschnitt 7.3.2 bereits erläutert. Die darin beschriebenen Oberflächen Ψ_S , Ψ_F , Ψ_f und Ψ_b bzw. die hierauf befindlichen Knoten und Elementflächen werden in Form von sogenannten *Sets* für die folgenden Prozessschritte gespeichert.

FE-Initialisierung (Client)

Dieser *Client* stellt einen Teil der in den Simulationsablauf eingebetteten Modellierung dar. Er baut auf dem zuvor erstellten Netz auf, dem an den Elementflächen der Oberfläche Ψ_F (gespeichertes Set) das semi-analytische Modell der Wärmequelle aus Abschnitt 7.3.3 aufgeprägt wird. Diese Kopplung repräsentiert den in Abschnitt 7.3.1 erläuterten hybriden Modellierungsansatz. Auch der Ansatz der Einspannbedingungen aus Abschnitt 7.3.4 sowie die Definition des Materialmodells finden im Rahmen der *FE-Initialisierung* statt.

Ergebnis des *Clients* ist die Eingangsdatei für die eigentliche *FE-Berechnung*, wobei zwischen Eingangsdateien für eine rein thermische und eine rein mechanische Simulation unterschieden wird.

FE-Berechnung (Client)

Dieser *Client* liest die über den *Job* zugewiesene Eingangsdatei aus der *FE-Initialisierung* ein und startet darauf basierend die *FE-Berechnung*. Die thermische Simulation baut jeweils auf dem berechneten Temperaturfeld des vorherigen Inkrements auf. *Jobs* zur Berechnung thermomechanischer Deformationen sind hingegen unabhängig von der Ausführung des vorherigen Inkrements und können aus jedem beliebigen Temperaturfeld berechnet werden.

Die beschriebene Struktur dient dazu, redundante Aufgaben, wie beispielsweise eine unnötig wiederholte Netzgenerierung, zu vermeiden und die Simulationvorgänge zu parallelisieren. Das geschieht zum einen durch Aufspaltung eines Inkrements in inhaltlich voneinander unabhängige *Jobs* (Geometrie- und Netzerstellung, *FE-Initialisierung* und *FE-Berechnung*) und zum anderen durch die Nutzung mehrerer gleicher *Clients* zur parallelen Bearbeitung von *Jobs*. Abbildung 7.8 visualisiert die zur zeitlichen Reduzierung vorgenommenen Parallelisierungsmaßnahmen.

Um das Potenzial der zweiten Parallelisierungsebene (Abbildung 7.8, *horizontale Achse*) voll auszuschöpfen, werden bei der Auftragserstellung im *Server*

7 Simulation der thermisch bedingten Deformationen

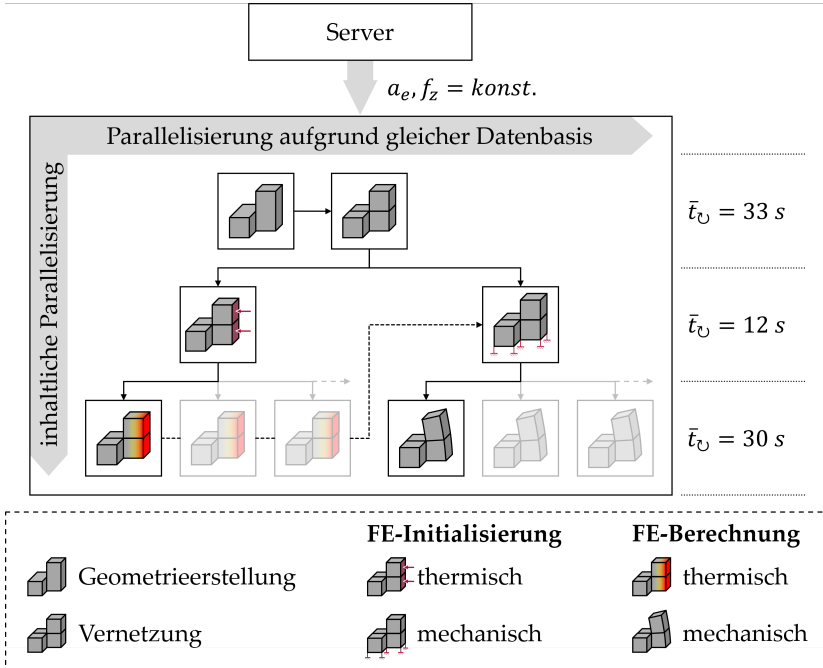


Abbildung 7.8: Parallelisierungsstruktur der Simulationsumgebung

Aufträge mit geometrischer Gleichheit identifiziert. Unter geometrisch gleichen Aufträgen werden solche verstanden, bei denen die variierten Prozessgrößen keinen Einfluss auf die geometrische Ausprägung des Werkstücks nehmen. Für den untersuchten Fräsprozess sind dies die Schnittgeschwindigkeit v_c und der Wärmeeufteilungskoeffizient B . Die Schnittgeschwindigkeit v_c wirkt sich bei konstanter räumlicher Diskretisierung der Werkzeugrotation $\Delta\varphi$ lediglich in einer Variation der Dauer des Zeitintervalls Δt aus, wie

$$\Delta\varphi(v_c) = \frac{v_c \cdot \Delta t \cdot 360^\circ}{d_F \cdot \pi} \quad (7.6)$$

verdeutlicht. Hingegen erfolgt eine geometrische Veränderung für Variationen des Arbeitseingriffs a_e und des Vorschubs pro Zahn f_z . Für diese Prozessgrößen ist mit jeder Veränderung des Werts eine erneute Geometrie- und Netzerstellung erforderlich.

Der Parallelisierung kommt für diese Arbeit deshalb eine hohe Bedeutung zu,

weil die Prozessgrößen a_e , f_z und v_c sowie der Wärmeverteilungskoeffizient B zur Evaluierung der Prozesswärmequelle im Rahmen eines vollfaktoriellen Versuchsplans simuliert werden müssen. Gleichzeitig besteht aus Abschnitt 7.2 die Forderung nach einer feinen zeitlichen Diskretisierung, was sich insgesamt in einer Vielzahl an zu berechnenden *Jobs* auswirkt. Im konkreten Anwendungsfall sind für die 81 Prozessgrößenkombinationen⁶³ nach Gleichung 7.1 rund 830 000 Inkremente⁶⁴ zu berechnen. Bei einer kumulierten Erstellungs- und Berechnungsdauer⁶⁵ pro Inkrement von durchschnittlich 75 s ergibt sich ohne Parallelisierungsmaßnahmen eine Gesamtlaufzeit von 17 291 h. Mithilfe der vorgenommenen Parallelisierungen konnte die kumulierte Berechnungszeit auf 840 h reduziert werden. Diese Laufzeit stellt weiterhin einen hohen Aufwand dar, ist aber vor dem Hintergrund, dass dieser lediglich ein Mal für die Kalibrierung des Wärmeverteilungskoeffizienten B erforderlich ist, vertretbar.

7.4.3 Umsetzungsumgebung

Dieser Abschnitt beschreibt die konkreten Softwareanwendungen und deren Kopplung zur Umsetzung der vorhergehend dargelegten Ablauf- und Parallelisierungsstruktur (Abschnitt 7.4.2) anhand Abbildung 7.9.

Zur Umsetzung des Ablaufs wurde MATLAB[®] als zentrale Softwareanwendung eingesetzt. Der inhaltliche und zeitliche Ablauf des *Servers* (*Detail A*) und der einzelnen *Clients* (*Details C, F* und *H*) werden jeweils durch eine offene Instanz dieser Software repräsentiert. Die vom *Server* erstellten Aufträge und *Jobs* werden den *Clients* in Tabellen einer *mySQL*[®]-Datenbank (*Detail B*) bereitgestellt.

Die Erstellung der Geometrie (volumetrische Modellierung aus Abschnitt 7.3.2) erfordert die Einbindung einer *CAD*-Umgebung. Aufgrund der Möglichkeit zur volumetrischen (*CSG*) und flächenbasierten (*brep*) Modellierung fand die Software *Catia*[®] (*Detail D*) Anwendung. Um diese durch eine MATLAB[®]-Instanz (*Detail C*) fremdsteuern zu können und dadurch in den Simulationsablauf

⁶³ Aus der Variation der Prozessgrößen ergeben sich 27 Kombinationen (Abschnitt 6.2.3). Durch die überlagerte Variation des Wärmeverteilungskoeffizienten B mit jeweils 3 Stufen erhöht sich die Anzahl an Kombinationen auf 81.

⁶⁴ Grundlage der Berechnung ist eine konstante Diskretisierung der Werkzeugrotation mit 7,5° über alle durchgeführten Simulationen.

⁶⁵ Für die Berechnung der kumulierten Dauer wurden an dieser Stelle zur Vereinfachung die Einzellaufzeiten aus dem parallelisierten Ablauf herangezogen.

7 Simulation der thermisch bedingten Deformationen

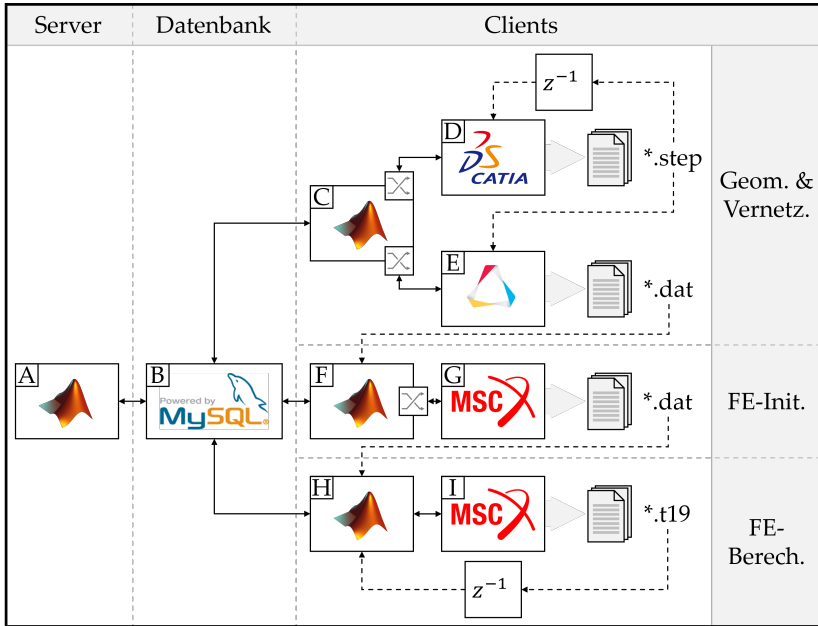


Abbildung 7.9: Struktur der eingesetzten Programmumgebungen (Bildquellen: HYPERMESH (2019), 3DS (2019), MSC (2019), MATLAB (2019), MYSQL (2019))

einzubinden, wurde auf eine in *Catia*[®] bereitgestellte Schnittstelle, das sogenannte *Component Object Model* (COM, deutsch: objektorientierte Softwarekomponenten), zurückgegriffen. Diese Schnittstelle stellt den Funktionsumfang der softwareinternen Skriptsprache *CATScript/CATVBS* programmiersprachenunabhängig in Form einer öffentlichen Klasse (hier eine *Dynamic Link Library* (.dll, deutsch: dynamische Programmbibliothek) bereit. Um die einzelnen Funktionen für die hier beschriebene Anwendung nutzbar zu machen, wurde die COM-Schnittstelle mit *VB.NET*[®] in eine neue Klasse eingebunden. Im Wesentlichen verbergen sich hinter der neuen Klasse die Zusammenfassung verschiedener Einzelfunktionen und deren logische Verknüpfung unter dem Dach einer neuen

übergeordneten Funktion⁶⁶. Die umhüllende Klasse wurde ebenfalls als *.dll* in MATLAB[®] eingebunden.

Für die Vernetzung der Geometrie werden die Algorithmen der Software *HyperMesh*[®] (*Detail E*) eingesetzt. Die Grundlogik der Vernetzung ist hierbei in der Skriptsprache *TCL* beschrieben. Inkrementindividuelle Anpassungen finden in MATLAB[®] (*Detail C*) via Textmanipulation statt. Der Vorgang der Vernetzung wird über die in der *HyperMesh*[®]-Umgebung vorgesehene *batch*-Bearbeitung gestartet.

Die *FE*-Initialisierung selbst erfolgt in der Softwareumgebung *Marc Mentat*[®] (*Detail G*) ebenfalls durch Nutzung der im Programm beinhalteten *COM*-Schnittstelle. Das Vorgehen zur Nutzung dieser Schnittstelle mit MATLAB[®] (*Detail F*) verläuft analog zu dem der *Catia*[®]-Schnittstelle.

Die eigentliche *FE*-Berechnung wird sowohl für thermische als auch für mechanische Simulationen über die in *MSC Marc*[®] (*Detail I*) integrierte *batch*-Umgebung (Ausführung über MATLAB[®] – *Detail H*) verwirklicht. Dadurch können die Berechnungen ohne die grafische Umgebung ausgeführt werden, was die für den Berechnungsvorgang benötigte Zeit und Rechenkapazität deutlich reduziert.

7.4.4 Exemplarische Anwendung und Diskussion

Dieser Abschnitt erläutert Vorgehen und Ergebnis anhand eines Temperaturverlaufs (Abbildung 7.10) und der resultierenden thermisch bedingten Deformationen (Abbildung 7.11).

Abbildung 7.10 zeigt den auf der prozessabgewandten Seite des Werkstücks am *MP* (Abschnitt 5.3) simulierten zeitlichen Temperaturverlauf für verschiedene Werte des Wärmeverteilungskoeffizienten *B* (Abbildung 7.10, *links*). Zu allen

⁶⁶ Um das Vorgehen zu veranschaulichen, sind nachfolgend zwei Beispiele aufgeführt.

Beispiel 1 – Löschen eines Elements in einem Körper:

Um ein Element innerhalb eines Körpers löschen zu können, muss zuerst sichergestellt werden, dass keine aktive Selektion mehr besteht (Aufrufen und Löschen der bestehenden Selektion). Anschließend wird das eigentlich zu löschende Element aufgerufen und der leeren Selektion hinzugefügt. Der Inhalt der Selektion kann dann gelöscht werden. Die Zusammenfassung dieser fünf Vorgänge innerhalb einer neuen Funktion erleichtert diesen Schritt. Zudem wurde hier die einfache Selektion über den Elementnamen implementiert.

Beispiel 2 – Erstellen einer Linie im Zeichenmodus:

Die Erstellung einer Linie läuft in vier Schritten ab. Die Linie wird im ersten Schritt erstellt und bekommt einen eindeutigen Namen zugewiesen. Anschließend müssen der Start- und der Endpunkt der Linie bereits im Vorfeld erstellten Punkten zugewiesen werden. Auch dieses Vorgehen ist in einer einzelnen Funktionszeile implementiert.

7 Simulation der thermisch bedingten Deformationen

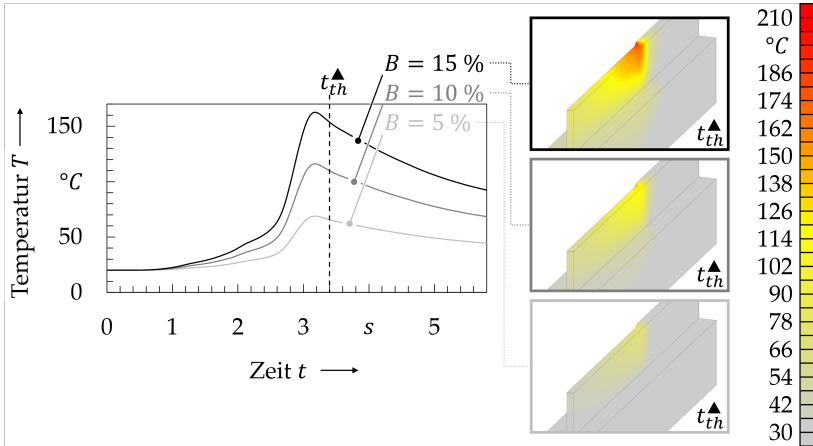


Abbildung 7.10: Simulierter Temperaturverlauf im Werkstück für unterschiedliche Werte des Wärmeaufteilungskoeffizienten B zum Zeitpunkt t_{th}^{\blacktriangle}

drei simulierten Wärmeaufteilungskoeffizienten B ist auf der rechten Seite das zum Zeitpunkt⁶⁷ t_{th}^{\blacktriangle} vorliegende Temperaturfeld abgebildet. Aus den jeweiligen Temperaturfeldern resultiert die thermisch bedingte Deformation (Ansatz aus Kapitel 4). Die Abbildung 7.11 zeigt auf der linken Seite den im MP berechneten Deformationsverlauf und in den Detaildarstellungen (rechts) die Deformation der Gesamtstruktur in y -Richtung zum Zeitpunkt t_{th}^{\blacktriangle} für die drei simulierten Wärmeaufteilungskoeffizienten B .

Sowohl die Temperaturverläufe (Abbildung 7.10) als auch die Verläufe der thermisch verursachten Deformation (Abbildung 7.11) deuten stark auf einen linearen Einfluss des Wärmeaufteilungskoeffizienten B hin.

Zusammenfassend betrachtet weisen die Verläufe ein ähnliches Erscheinungsbild auf wie die separierten thermisch bedingten Deformationen und Temperaturverläufe aus der empirischen Erhebung (vgl. Abbildungen 6.14 und 6.15). In der Vorlaufzone des Prozesses kann ein steiler Anstieg beider Verläufe beobachtet werden, während der Auslauf flach ist. Aufgrund der Ähnlichkeit sei hier auf die Erläuterungen zu den zugrundeliegenden Wirkmechanismen aus Kapitel 4 und Abschnitt 6.3.4 verwiesen.

⁶⁷ Zeitpunkt der simulierten maximalen thermisch bedingten Deformation am MP

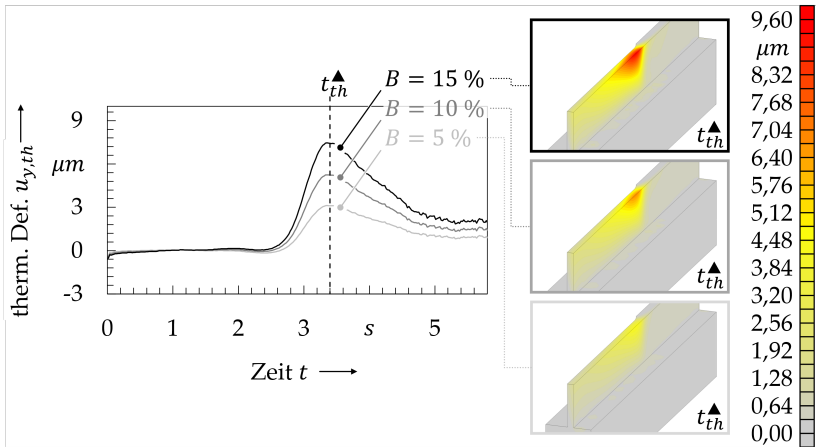


Abbildung 7.11: Simulierte thermisch bedingte Deformation für unterschiedliche Werte des Wärmeaufteilungskoeffizienten B zum Zeitpunkt t_{th}^{Δ}

Es muss an dieser Stelle darauf hingewiesen werden, dass bei der Simulation auf eine feine Diskretisierung vor der Prozesszone⁶⁸ ($t \leq t_{th}^{\Delta}$) Wert gelegt wurde, um insbesondere den Anstieg des Deformationsverlaufs sowie den Maximalwert genau abzubilden. Im Nachlauf ($t > t_{th}^{\Delta}$) findet aus Gründen der Rechenzeiteffizienz eine Vergrößerung der Netzdiskretisierung statt, woraus gegebenenfalls ein schnellerer Temperaturengleich über die Stegdicke erfolgt, als dies am realen Gegenstand der Fall ist.

7.5 Fazit und Kapitelüberleitung

Das Kapitel 7 stellt ein virtuelles Pendant zu dem experimentell basierten Vorgehen aus Kapitel 6 dar. Mit dem siebten Kapitel wurde die Simulation des thermisch bedingten Anteils einer prozessinduzierten Werkstückdeformation ermöglicht. Zunächst wurden mit Abschnitt 7.2 Anforderungen an das Modell und die Simulation aus der übergeordneten Methodik abgeleitet. Anschließend wurde das Modell als hybrides Konstrukt, bestehend aus einem *FE*-Modell der

⁶⁸ Unter „vor der Prozesszone“ wird hier der in Vorschubrichtung vor der Zerspanungszone noch nicht zerspannte Bereich verstanden.

7 Simulation der thermisch bedingten Deformationen

Werkstückstruktur und einem semi-analytischen Modell der Prozesswärmequelle, definiert (Abschnitt 7.3). Zuletzt wurden die Ablaufstruktur und die Umsetzungsumgebung der auf dem hybriden Modell basierenden Simulation erläutert (Abschnitt 7.4).

Die Anwendung der *Methode 2* auf den gesamten im Versuchsplan (Abschnitt 6.2.3) definierten Werte-Raum der Prozessgrößen (v_c , f_z und n_e) dient zusammen mit der Variation des Wärmeverteilungskoeffizienten B in der übergeordneten Methodik (Kapitel 5) als Grundlage für die Bildung des simulationsbasierten Ersatzmodells.

Im nächsten Kapitel wird basierend auf der empirisch (Kapitel 6) und der simulativ (Kapitel 7) ermittelten Datenbasis gemäß der Methodik (Kapitel 5) die Lösung des *IHEP* entwickelt.

8 Methode 3: Lösung des inversen Wärmeexpansionsproblems

8.1 Übersicht über die Methode

Nach den Ausführungen aus Abschnitt 7.3.1 sind mit den Vorgehen zur empirischen und simulationsbasierten Ermittlung thermisch bedingter Deformationen (Kapitel 6 und 7) die Voraussetzungen geschaffen, um den Wärmeverteilungskoeffizienten B mittels des *IHEP* bestimmen zu können. In Abbildung 8.1 ist das theoretische Vorgehen hierzu visualisiert.

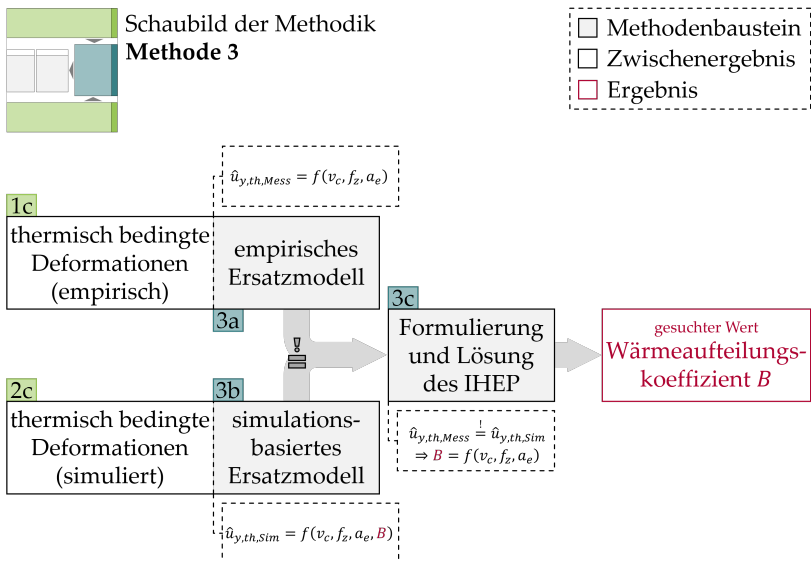


Abbildung 8.1: Übersichtsschaubild der Methode zur Lösung des inversen Wärmeexpansionsproblems

Für die Formulierung des *IHEP* ist die Erstellung zweier Ersatzmodelle (*Bausteine* 3a und 3b) erforderlich, die den Zusammenhang zwischen charakteristischen Größen (Definition in Abschnitt 5.2.3) der empirisch und simulativ ermittelten

8 Lösung des inversen Wärmeexpansionsproblems

thermisch bedingten Deformationsverläufe (*Bausteine 1c* und *2c*) sowie den Prozessgrößen wiedergeben. Das simulationsbasierte Ersatzmodell (*Baustein 3b*) muss zusätzlich die gesuchte Größe, den Wärmeaufteilungskoeffizienten B , als Variable beinhalten. Die Erstellung der Ersatzmodelle wird in Abschnitt 8.2 erläutert. Basierend auf dem Ansatz, dass bei identisch gewählten Prozessgrößen die beiden Ersatzmodelle die gleiche thermisch bedingte Deformation aufweisen müssen, wird in *Baustein 3c* (Abschnitt 8.3) das *IHEP* formuliert und ein Vorgehen zu dessen Lösung beschrieben.

Teile dieser Methode wurden in LOEHE et al. (2016) und WIMMER et al. (2018b) veröffentlicht.

8.2 Erstellung der Ersatzmodelle

Unter der Prämisse, dass der Zusammenhang zwischen den Prozessgrößen von maximal zweiter Ordnung sein darf⁶⁹, werden die Ersatzmodelle für diese Arbeit in allgemeiner Form nach

$$\begin{aligned} \hat{u}_{y,th,k} = & c_{0,k} + c_{1,k} \cdot x_1 + c_{2,k} \cdot x_2 + \dots + c_{i,k} \cdot x_i + \dots \\ & + c_{11,k} \cdot x_1 \cdot x_1 + c_{12,k} \cdot x_1 \cdot x_2 + \dots + c_{ij,k} \cdot x_i \cdot x_j + \epsilon_k \end{aligned} \quad (8.1)$$

beschrieben. Hierbei gilt $i \leq j$ und für die Bedeutung der einzelnen Parameter und Variablen Folgendes:

- x_i, x_j : unabhängiger Faktor (v_c, f_z, a_e, B, \dots)
- c_i, c_{ij} : Modellkonstante
- i, j : Zählvariablen
- k : Modelltyp ($k = 1$ für empirisch basiertes Ersatzmodell (*Mess*) und $k = 2$ für simulationsbasiertes Ersatzmodell (*Sim*))
- $\hat{u}_{y,th,k}$: prädizierte charakteristische thermisch bedingte Deformation an einem definierten Punkt (hier der *MP*)
- ϵ_k : Störgröße des Ersatzmodells (unerklärter Teil des Modells)

Weil für die in dieser Arbeit angedachte Lösung des *IHEP* in MATLAB[®] die Matrixendarstellung erforderlich ist, wird Gleichung 8.1 mittels

$$\hat{u}_{y,th,k} = c_{0,k} + \mathbf{\Lambda}_k^T \cdot \mathbf{\Omega}_k \cdot \mathbf{\Lambda}_k + \mathbf{\Lambda}_k^T \cdot \mathbf{\Phi}_k + \epsilon_k. \quad (8.2)$$

⁶⁹ Aufgrund der in der Versuchsreihe (Abschnitt 6.2.3) gewählten drei Stufen der Prozessgrößen sind nach SIEBERTZ et al. (2010) grundsätzlich nur Abhängigkeiten quadratischer Natur ableitbar.

in eine solche Darstellung überführt. Der Vektor Φ_k beinhaltet die linearen Modellkonstanten, die Matrix Ω_k die quadratischen Modellkonstanten auf der Hauptdiagonalen sowie die der Wechselwirkungen zwischen den unabhängigen Faktoren in der oberen Dreiecksmatrix. Die unabhängigen Faktoren sind im Vektor Λ_k zusammengefasst. Die drei aufgeführten Größen lauten somit:

$$\Lambda_k = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \vdots \\ x_j \end{bmatrix}, \quad (8.3)$$

$$\Phi_k = \begin{bmatrix} c_{1,k} \\ c_{2,k} \\ \vdots \\ c_{i,k} \end{bmatrix}, \quad (8.4)$$

$$\Omega_k = \begin{bmatrix} c_{11,k} & c_{12,k} & \cdots & c_{1j,k} \\ 0 & c_{22,k} & \cdots & c_{2j,k} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & c_{ij,k} \end{bmatrix}. \quad (8.5)$$

Der Vektor der unabhängigen Faktoren des simulationsbasierten Modells Λ_2 beinhaltet hierbei immer auch die unabhängigen Faktoren des experimentellen Modells Λ_1 . Zusätzlich sind mit Λ_Δ alle unabhängigen Faktoren enthalten, die nicht in Λ_1 vorliegen. Λ_2 kann somit wie folgt formuliert werden:

$$\Lambda_2 = \begin{bmatrix} \Lambda_1 \\ \Lambda_\Delta \end{bmatrix}. \quad (8.6)$$

Mit der dargelegten Modellform kann sowohl die empirisch als auch die mittels Simulation ermittelte thermisch bedingte Deformation in Abhängigkeit der Prozessgrößen und im Fall des simulationsbasierten Ersatzmodells zusätzlich des Wärmeverteilungskoeffizienten B formelmäßig abgebildet werden. Auf dieser Basis wird im nachfolgenden Abschnitt das *IHEP* formuliert und anschließend gelöst.

8.3 Formulierung und Lösung des inversen Wärmeexpansionsproblems

Der Ansatz des *IHEP* wurde grundlegend bereits im Kapitel zur Methodik (Kapitel 5) eingeführt. Hiernach besteht die generelle Forderung nach einer Gleichheit der prädizierten thermisch bedingten Deformation des empirischen Ersatzmodells (Index 1) und des simulationsbasierten Ersatzmodells (Index 2). Dieser Ansatz kann formelmäßig gemäß

$$\hat{u}_{y,th,1} \stackrel{!}{=} \hat{u}_{y,th,2} \quad (8.7)$$

beschrieben werden. Um die beiden Modelle $\hat{u}_{t,1}$ und $\hat{u}_{t,2}$ entsprechend Gleichung 8.7 gleichsetzen zu können, ist eine Erweiterung der Matrizen Φ_1 und Ω_1 auf die Dimension des simulationsbasierten Modells erforderlich:

$$\begin{aligned} \Phi_1^* &= \begin{bmatrix} \Phi_1 \\ \mathbf{0} \end{bmatrix}, \\ \Omega_1^* &= \begin{bmatrix} \Omega_1 & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix}. \end{aligned} \quad (8.8)$$

Die Grundannahme aus Gleichung 8.7 lässt sich somit nach

$$\begin{aligned} \hat{u}_{y,th,2} - \hat{u}_{y,th,1} &= \hat{u}_{y,th,\Delta 21} \stackrel{!}{=} 0 \\ \Lambda_2^T \Omega_{\Delta 21} \Lambda_2 + \Lambda_2^T \Phi_{\Delta 21} + c_{0,\Delta 21} &\stackrel{!}{=} 0 \end{aligned} \quad (8.9)$$

umstellen. Mit dem Index $\Delta 21$ wird eine Differenz, ein Differenzvektor oder eine Differenzmatrix ($\Omega_{\Delta 21} = \Omega_2 - \Omega_1^*$, $\Phi_{\Delta 21} = \Phi_2 - \Phi_1^*$ und $c_{0,\Delta 21} = c_{0,2} - c_{0,1}$) gekennzeichnet.

Es gilt, die Belegung für Λ_Δ (mit Gleichung 8.6)⁷⁰ zu finden, für die die Bedingung aus Gleichung 8.9 bestmöglich erfüllt wird. Dies ist als ein Minimierungsproblem nach dem Prinzip des kleinsten quadratischen Fehlers formulierbar. Hierzu ist zunächst die Aufstellung einer zu minimierenden Zielfunktion J erforderlich:

$$J = \sum_{\Lambda_1 = \bar{\Lambda}_1}^{\bar{\Lambda}_1} \left[a_1 \left(\hat{u}_{y,th,\Delta 21} \right)^2 + a_2 \left(\hat{T}_{\Delta 21} \right)^2 + \dots \right]. \quad (8.10)$$

⁷⁰ Für den in Kapitel 5.3 definierten konkreten Anwendungsfall der vorliegenden Arbeit ist Λ_Δ ausschließlich mit dem Wärmeverteilungskoeffizienten B belegt, da dieser die einzig gesuchte Größe darstellt. Λ_Δ ist in diesem speziellen Fall ein Skalar.

Mit den Faktoren a_i (mit $i = 1, 2, \dots$) kann eine Gewichtung der einzelnen Bestandteile der Zielfunktion vorgenommen werden. Dies ist insbesondere für stark unterschiedlich ausgeprägte Terme (zum Beispiel aufgrund unterschiedlicher physikalischer Größen) von Bedeutung. In der Zielfunktion ist eine mögliche Erweiterung des Ansatzes um zusätzliche Grundannahmen angedeutet. Auf diese Weise könnte das *IHEP* mit einem *IHCP* kombiniert werden und die Zielfunktion damit um die Temperaturdifferenz $\hat{T}_{\Delta 21}$ zwischen den Temperaturen des simulierten Prozesses \hat{T}_2 (Abbildung 7.10) und der gemessenen Werte \hat{T}_1 (Abbildung 6.15) erweitert werden.

Die Lösung des Optimierungsproblems erfolgt über die Minimierungsvorschrift

$$\min_{\Lambda_{\Delta}} (J). \quad (8.11)$$

Hierbei gilt es, die nachfolgenden Nebenbedingungen zu berücksichtigen:

$$\Lambda_1 = [v_c \quad f_z \quad a_e]^T, \quad (8.12)$$

$$\underline{\Lambda}_1 \leq \Lambda_1 \leq \overline{\Lambda}_1, \quad (8.13)$$

$$\underline{\Lambda}_{\Delta} \leq \Lambda_{\Delta} \leq \overline{\Lambda}_{\Delta} \Rightarrow 0 \leq B \leq 1, \quad (8.14)$$

$$B = f(\Lambda_1). \quad (8.15)$$

Mit der ersten Nebenbedingung (8.12) wird die generelle Belegung des Vektors Λ_1 festgelegt. Diese Belegung wird in der zweiten Nebenbedingung (8.13) auf einen definierten Wertebereich eingeschränkt. Der Vektor $\underline{\Lambda}_1$ beinhaltet hierbei die unteren Grenzwerte der Faktoren aus Λ_1 (v_c , f_z und a_e) und $\overline{\Lambda}_1$ deren obere Grenzwerte. Eine ähnliche Einschränkung wird in der dritten Nebenbedingung (8.14) für die gesuchte Größe beziehungsweise die gesuchten Größen aus Λ_{Δ} vorgenommen, dort jedoch, um die Plausibilität des Ergebnisses sicherzustellen. Für den konkreten Fall des Wärmearaufteilungskoeffizienten B wurde dieser auf Werte zwischen 0 und 1 eingeschränkt. Die letzte Nebenbedingung (8.15) wird an dieser Stelle allgemein formuliert. Ihr liegt die Annahme zugrunde, dass es sich bei dem Wärmearaufteilungskoeffizienten B nicht um einen festen Wert handelt, sondern um eine Funktion in Abhängigkeit der Faktoren aus Λ_1 .

8.4 Exemplarische Anwendung und Diskussion

Mit diesem Abschnitt soll das erläuterte Vorgehen zur Formulierung und Lösung des *IHEP* anhand des Referenzversuchs aus den Abbildungen 6.14, 6.15, 7.10 und 7.11 veranschaulicht und diskutiert werden. Abbildung 8.2 stellt hierzu die zeitlichen Verläufe der gemessenen und simulierten Deformationen (*links*) sowie Temperaturen (*rechts*) des Referenzversuchs einander gegenüber.

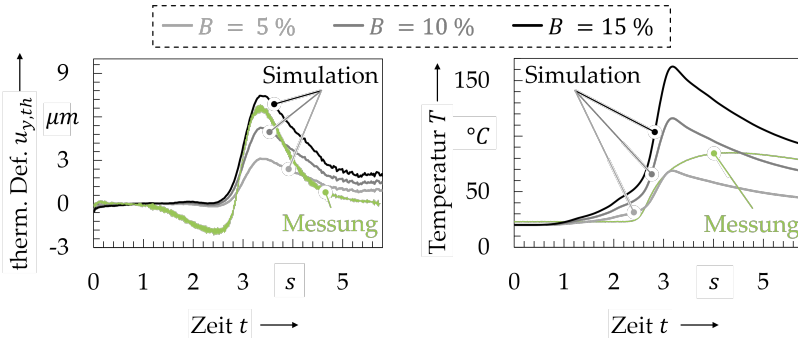


Abbildung 8.2: Gegenüberstellung von gemessenen und simulierten Deformations- (*links*) und Temperaturverläufen (*rechts*) (Referenzversuch – Anhang A.3)

Aus der Überlagerung des Messverlaufs mit der Simulation kann der für die Prozessgrößenkombination vorliegende Wärmeaufteilungskoeffizient B grafisch geschätzt werden. Hierbei muss jedoch Folgendes beachtet werden:

- Der gemessene Deformationsverlauf (Abbildung 8.2, *links*) zeigt zwischen 1 und 3 s eine Anomalie, die das Simulationsmodell nicht abbildet. Eine mögliche Ursache für die Abweichung könnten durch den laufenden Prozess eingebrachte oberflächlich liegende Spannungen sein. Das Zerspannen des eigenspannungsbehafteten Bereichs mit den nachfolgenden Schnitten führt zu einer Auflösung der Eigenspannungen. Dieser Effekt wird durch das genutzte Simulationsmodell nicht abgebildet.
- In Bezug auf die Temperaturmessung (Abbildung 8.2, *rechts*) wurde in Abschnitt 6.3.4 erläutert, dass der Verlauf für das eingesetzte Messverfahren lediglich bei geringen Temperaturgradienten gültig ist. Im vorliegenden Vergleich der Temperaturverläufe ist das der Bereich für $t > 5$ s.

Aufgrund der Abweichungen zwischen Simulations- und Messdaten ist nicht der gesamte zeitliche Verlauf zur Ermittlung des Wärmeaufteilungskoeffizien-

ten geeignet. In Abschnitt 7.4.4 wurde erläutert, dass bei der Simulation aus Gründen der Rechenzeiteffizienz auf eine genaue Abbildung der maximalen Deformation und des zeitlich davor liegenden Anstiegs Wert gelegt wurde. Für diesen Bereich sind in der Abbildung der thermisch bedingten Deformation keine Anomalien ersichtlich, weshalb der Wärmeaufteilungskoeffizient für den Zeitpunkt der maximal auftretenden thermisch bedingten Deformation mit $B \approx 11,5\%$ grafisch angenähert wird. Die gleiche Schätzung ergibt sich auch aus der Gegenüberstellung des gemessenen mit dem simulierten Temperaturverlauf im Zeitbereich > 5 s.

Vor dem Hintergrund der vorstehenden Ausführungen wird für die Anwendung der Methodik (Kapitel 9) vorgeschlagen, statt des gesamten zeitlichen Deformationsverlaufs den Wert der maximalen thermisch bedingten Deformation zur Bestimmung des Wärmeaufteilungskoeffizienten heranzuziehen. Damit wird die Grundannahme aus Gleichung 8.7 auf

$$\max(\hat{u}_{y,th,1}) \stackrel{!}{=} \max(\hat{u}_{y,th,2}) \quad (8.16)$$

vereinfacht.

8.5 Fazit und Kapitelüberleitung

Aufbauend auf den beiden Methoden zur empirischen Ermittlung und Simulation der thermisch bedingten Werkstückdeformationen wurde mit Kapitel 8 ein Ansatz zur Formulierung und Lösung des *IHEP* dargelegt. Somit ist die übergeordnete Methodik (Kapitel 5) vollständig beschrieben und das zweite Teilziel dieser Arbeit (Abschnitt 3.2), eine Methodik zur Bestimmung des in das Werkstück übergehenden Anteils der Prozesswärme zu entwickeln, erfüllt.

Im folgenden Kapitel wird die Anwendung der Methodik anhand des in Abschnitt 5.3 aufgeführten Werte-Bereichs der Prozessgrößen beschrieben und die Methodik wird bewertet.

9 Anwendung und Bewertung der Methodik zur Identifikation des Wärmeaufteilungskoeffizienten

9.1 Allgemeines

Im Rahmen dieses Kapitels wird beschrieben, wie die Bestandteile der *Methodik zur Identifikation des Wärmeaufteilungskoeffizienten* (Kapitel 5) angewendet werden können. Das Anwendungsszenario ist durch die Versuchsbedingungen aus Abschnitt 5.3 definiert. Zunächst werden anhand der *Methoden 1* (Kapitel 6) und 2 (Kapitel 7) die thermisch bedingten Deformationen zu den variierten Prozessgrößen messtechnisch ermittelt (Abschnitt 9.2.1) bzw. simuliert (Abschnitt 9.2.2) und anschließend nach Gleichung 8.1 (Abschnitt 8.2) in Ersatzmodelle überführt. Mit dem Vorgehen aus Kapitel 8 (*Methode 3*) wurde gemäß Abschnitt 9.2.3 das *IHEP* gelöst und somit ein Modell des Wärmeaufteilungskoeffizienten in Abhängigkeit der Prozessgrößen gewonnen. Eine Bewertung hinsichtlich der Güte sowie der Gültigkeit der Modellierungsansätze erfolgt mit Abschnitt 9.3. Abschließend wird der modellierte Wärmeaufteilungskoeffizient dem grafisch interpolierten Wärmeaufteilungskoeffizienten aus Abschnitt 8.4 sowie Ergebnissen aus Ansätzen aus dem Stand der Technik (Abschnitt 2.3.4) gegenübergestellt.

9.2 Anwendung

9.2.1 Erstellung des empirischen Ersatzmodells

Dem empirischen Ersatzmodell liegen gemessene thermisch bedingte Deformationen zugrunde. Diese wurden nach *Methode 1* (Kapitel 6) ermittelt. Abbildung 9.1 zeigt einen Auszug der Messdaten für die Variation jeweils einer Prozessgröße bei mittlerem Wert der beiden verbleibenden Prozessgrößen. Für die

9 Anwendung und Bewertung der Methodik zur Identifikation des Wärmeeinteilungskoeffizienten

Prozessgrößen v_c und a_e wurde der jeweilige Ist-Wert aufgetragen⁷¹. Weiterhin sind in dieser Abbildung und den weiteren Ausführungen dieses Kapitels ausschließlich solche Ergebnisse dargestellt, die um Messausreißer⁷² bereinigt wurden. Die ausgeschlossenen Messungen sind im Versuchsplan in Anhang A.3 gekennzeichnet. In allen drei Teildiagrammen der Abbildung 9.1 lässt sich

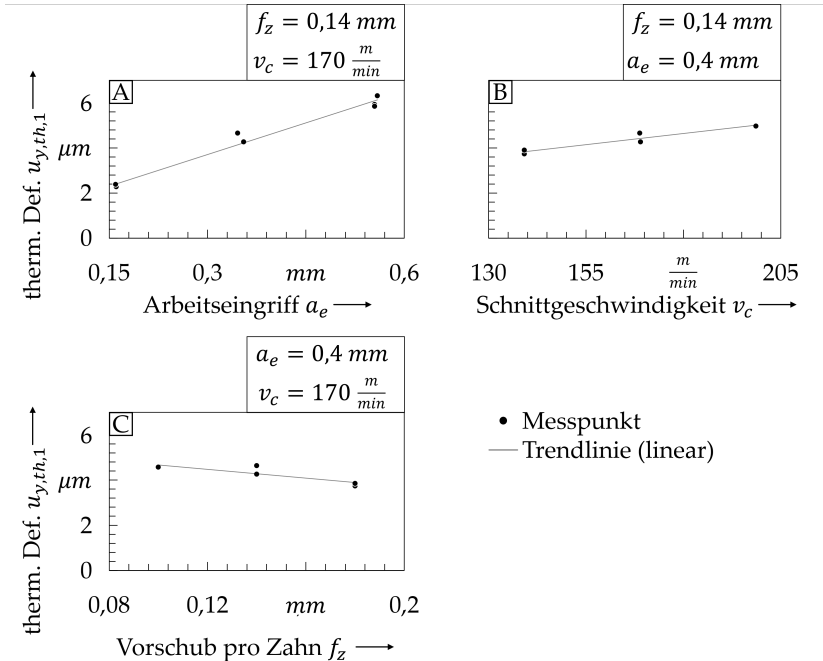


Abbildung 9.1: Maximalwerte der gemessenen thermisch bedingten Deformationen (vertikale Achse) für die Variation jeweils einer Prozessgröße (horizontale Achse) bei konstanten Werten der beiden verbleibenden Prozessgrößen (mittlerer Wert)

⁷¹ Die Abweichung der Ist-Werte von den Soll-Werten ergab sich durch herstellungsbedingte Variationen des Werkzeugdurchmessers d_F und der initialen Stegdicke b_{vB} (s. Abbildung 5.5). Da im NC-Programm konstante Vorschubgeschwindigkeiten v_f , Spindeldrehzahlen n und relativ zur Werkstückeinspannung festgelegte Fräspfade definiert wurden, wirkten sich diese Variationen rechnerisch (s. Fußnote ⁴³ und ⁴⁴; $a_e = b_{vB} - b_{nB}$) in abweichenden Werten von v_c und a_e aus.

⁷² Nach FAHRMEIR et al. (2009, S. 173) existiert für die Begrifflichkeit des *Ausreißers* keine genaue Definition. Die Autoren beschreiben Ausreißer als Beobachtungen, die nicht dem den restlichen Messwerten angepassten Modell entsprechen. Im Verlauf dieser Arbeit soll der Begriff des *Ausreißers* ebenso verstanden werden.

anhand der eingezeichneten Trendlinie die annähernd lineare Abhängigkeit der thermisch bedingten Deformation von der jeweils variierten Prozessgröße erkennen. Nachfolgend werden die eingezeichneten Trendlinien einzeln interpretiert.

Einfluss des Arbeitseingriffs a_e (Abbildung 9.1, *Detail A*)

Der Einfluss des Arbeitseingriffs a_e ist unter den drei Prozessgrößen am deutlichsten ausgeprägt. Mit zunehmendem Wert steigt der Grad der thermisch verursachten Werkstückdeformation an.

Ursächlich ist der größere Umschlingungswinkel des Werkzeugs bei tieferen Arbeitseingriffen. Zum einen bewirkt der Umschlingungswinkel bei konstanter Schnittgeschwindigkeit eine Verlängerung der Wirkdauer der Wärmequelle (Gleichung 6.7), zum anderen steigen mit zunehmendem Arbeitseingriff die maximale Spannungsdicke und damit verbunden auch die Zerspankräfte an. Gemäß den Gleichungen 7.2 und 7.4 wirkt somit eine intensivere Wärmestromdichte. In Folge der beiden Effekte steigt die eingebrachte Wärmeenergie mit einer Vergrößerung von a_e an. Hieraus resultiert ein Temperaturfeld, das im Gegensatz zu geringeren Arbeitseingriffen durch ein höheres Temperaturniveau auf der prozesszugewandten Seite des Stegs gekennzeichnet ist. Ausgeprägtere Deformationen sind die Folge.

Der beschriebene Effekt wird durch eine mit größeren Arbeitseingriffen verbundene steifere Werkstückstruktur gehemmt. Die verbleibende Stegdicke b_{nB} ist für alle hier untersuchten Konstellationen von Prozessgrößen gleich. Größere Arbeitseingriffe sind demnach mit einer dickeren Wandstärke des Werkstücks vor Bearbeitung und somit einer steiferen Struktur verbunden.

Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c (Abbildung 9.1, *Detail B*)

Ein Anstieg der Schnittgeschwindigkeit v_c wirkt sich verstärkend auf die thermisch bedingte Deformation des Werkstücks aus.

Wird die Schnittgeschwindigkeit bei konstantem Vorschub pro Zahn f_z erhöht, steigt die Vorschubgeschwindigkeit v_f an. Die örtlich vom Zerspanungsprozess freigesetzte Wärmeenergie bleibt annähernd konstant, wird aber schneller in das Werkstück eingebracht (Gleichung 7.2). Zwei Effekte sind hiermit verbunden: Einerseits resultiert ein weiter ausgedehntes ungleichmäßiges Temperaturfeld⁷³. Die Deformation wird durch die verbundene Werkstückstruktur geringer gehemmt, da diese selbst noch

⁷³ Der Temperatureausgleich zwischen der Vorder- und der Rückseite des Werkstücks unterscheidet sich bei Versuchen mit unterschiedlicher Schnittgeschwindigkeiten aufgrund einer ähnlichen initialen Temperaturdifferenz und konstanter Temperaturleitfähigkeit a nur unwesentlich.

9 Anwendung und Bewertung der Methodik zur Identifikation des Wärmefteilungskoeffizienten

deformiert ist. Andererseits breitet sich die Wärmeenergie bei geringeren Vorschubgeschwindigkeiten aufgrund des im Verhältnis schnellen Wärmeausgleichs über den Bereich des nachfolgenden Spanabhubs hinaus aus. Im Umkehrschluss gelangt mit steigender Vorschubgeschwindigkeit ein kleinerer Anteil der Prozesswärme in das Werkstück. Geringere Temperaturwerte im Werkstück und folglich eine verminderte Deformation sind die Folge.

Detail B in Abbildung 9.1 lässt darauf schließen, dass für den untersuchten Bereich von v_c der erste Effekt dominiert.

Einfluss des Vorschubs pro Zahn f_z (Abbildung 9.1, *Detail C*)

Eine Zunahme des Vorschubs pro Zahn f_z wirkt sich reduzierend auf die thermisch verursachte Deformation des Werkstücks aus.

Analog zum zuletzt untersuchten Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c ist auch mit einem Anstieg des Vorschubs pro Zahn f_z eine Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit verbunden. Folglich treten die beiden beschriebenen Effekte auch in diesem Fall auf. Hinzu kommt, dass sich mit der Variation des Vorschubs pro Zahn f_z auch die Anzahl der Zahneingriffe über die Werkstücklänge l_W verändert. Die überstrichene Fläche verändert sich in gleichem Maße, wodurch Reibeffekten zwischen Werkzeug und Werkstück eine wichtigere Rolle zufällt. Im vorliegenden Fall reduziert sich die Anzahl der Eingriffe von rund 800 (bei $f_z = 0,1$ mm) auf 440 Eingriffe (bei $f_z = 0,18$ mm). Gleichzeitig steigt die Vorschubgeschwindigkeit v_f von 1015 auf 1826 mm min⁻¹. Die Veränderung der Schnittgeschwindigkeit v_c wirkt sich auf die Vorschubgeschwindigkeit mit Werten zwischen 1170 und 1670 mm min⁻¹ prozentual geringer aus. Hieraus lässt sich schließen, dass den Reibeffekten generell eine stärkere Bedeutung zukommt als der beschriebenen Auswirkung der Vorschubgeschwindigkeit.

Diese Ausführungen belegen, dass die Messwerte und die daraus abgeleiteten Trends plausibel sind. Der angenommene lineare Verlauf dient somit als sinnvolle Eingangsgröße für die Modellbildung.

Aus den gemessenen thermisch bedingten Deformationen erfolgt die lineare Regression mittels dem MATLAB[®]-Algorithmus *stepwiselm* für den untersuchten Werte-Raum der Prozessgrößen. Dieser bewertet ausgehend von einer Modellformulierung (hier Gleichung 8.1), inwiefern diese durch das Hinzufügen oder die Entnahme von Faktoren (hier die Prozessgrößen) optimiert werden

kann⁷⁴. Im vorliegenden Fall der empirischen Deformationswerte stellt sich das berechnete Ersatzmodell folgendermaßen dar:

$$\begin{aligned}\hat{u}_{y,th,1}(t = t_{th}^{\Delta}) &= c_{0,1} + c_{1,1} \cdot x_1 + c_{2,1} \cdot x_2 + c_{3,1} \cdot x_3 + \epsilon_1 \\ &= c_{0,1} + c_{1,1} \cdot v_c + c_{2,1} \cdot f_z + c_{3,1} \cdot a_e + \epsilon_1.\end{aligned}\quad (9.1)$$

Die Konstanten dieses Ersatzmodells (Gleichung 9.1) sind in Tabelle 9.1 festgehalten. Der Parameter ϵ_1 steht für den unerklärten Teil des Modells, also die Störgrößen.

Koeffizient	Wert	Einheit
$c_{0,1}$	-0,56	-
$c_{1,1}$	$9,65 \cdot 10^{-3}$	min μm
$c_{2,1}$	-4,38	$\mu\text{m mm}^{-1}$
$c_{3,1}$	10,44	$\mu\text{m mm}^{-1}$

Tabelle 9.1: Konstanten des empirischen Ersatzmodells

9.2.2 Erstellung des simulationsbasierten Ersatzmodells

In der Abbildung 9.2 ist – entsprechend den Daten des empirischen Ersatzmodells (Abbildung 9.1) – die simulierte thermisch bedingte Deformation über den Werte-Raum der Prozessgrößen aufgetragen. Zusätzlich wurde in jedem Teildiagramm auch die simulierte Bandbreite des Wärmearbeitungskoeffizienten B aufgetragen. Die Simulation der thermisch bedingten Deformationen erfolgte nach *Methode 2* (Kapitel 7). Der Einfluss der Prozessgrößen stellt sich im Trend analog der empirischen Auswertung dar. Für die Interpretation der Verläufe wird deshalb auf Abschnitt 9.2.1 verwiesen. Einzig der Wärmearbeitungskoeffizient B ist an dieser Stelle neu und wird im Folgenden erläutert.

⁷⁴ Als Kriterium dient hierbei ein sogenannter *F-Test*, der die Veränderung der *sum of squared errors* (SSE, deutsch: Residuenquadratsumme) mit hinzugefügtem oder entferntem Faktor wiedergibt.

9 Anwendung und Bewertung der Methodik zur Identifikation des Wärmeaufteilungskoeffizienten

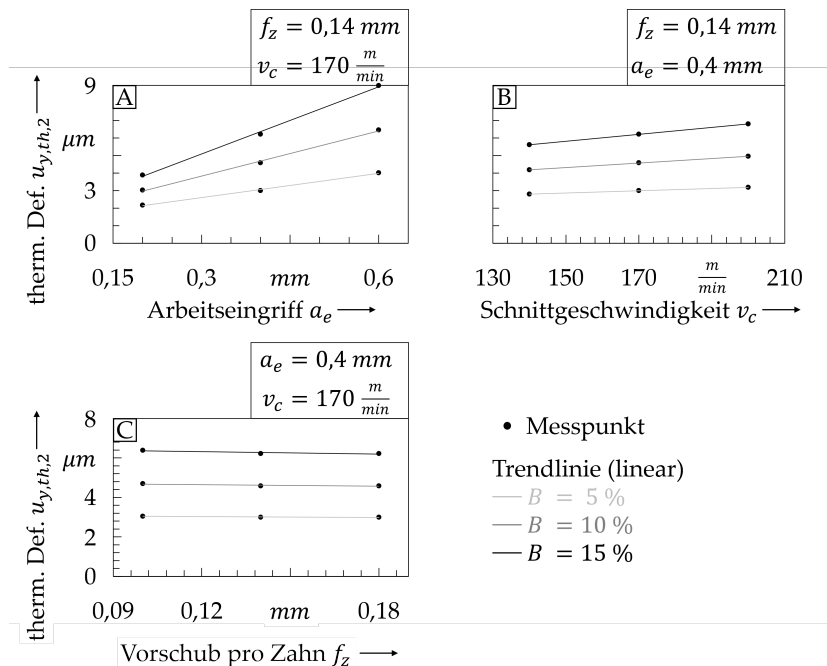


Abbildung 9.2: Maximalwerte der simulierten thermisch bedingten Deformationen (vertikale Achse) für die Variation einer Prozessgröße (horizontale Achse) bei konstantem Wert der beiden verbleibenden Prozessgrößen (mittlerer Wert); zudem ist der Einfluss des Wärmeaufteilungskoeffizienten B (Kennzeichnung in Graustufen) abgebildet.

Einfluss der Wärmeaufteilungskoeffizienten B (Abbildung 9.2)

Der Einfluss des Wärmeaufteilungskoeffizienten B ist insbesondere in *Detail A*, der Variation des Arbeitseingriffs a_e , auffällig. Mit steigendem Arbeitseingriff a_e wirkt er sich verstärkt auf die thermisch bedingte Deformation aus. Hieraus lässt sich auf eine Wechselwirkung der beiden Faktoren schließen, die nach der Grafik zudem linear ausgeprägt zu sein scheint.

Wie aus den Erläuterungen zum Einfluss des Arbeitseingriffs (Abschnitt 9.2.1) bekannt ist, steigt mit a_e die durch den Prozess hervorgerufene Wärmeenergie an. Aus der Definition von B (Abschnitt 1.1) folgt, dass für einen festen Wert von B der in das Werkstück eingetragene Anteil der Wärmeenergie ebenfalls steigt.

Weiterhin lässt sich in *Detail B* der Abbildung 9.2 eine schwache Wechselwirkung zwischen der Schnittgeschwindigkeit v_c und dem Wärmeverteilungskoeffizienten B erkennen. Diese wurde in der nachfolgenden Modellbildung von dem verwendeten Algorithmus jedoch als nicht signifikant eingestuft und deshalb nicht weiter vertieft.

Analog zur linearen Regression in Abschnitt 9.2.1 wurde das Ersatzmodell ausgehend von der initialen Modellformulierung (Gleichung 8.1) mit dem MATLAB[®]-Algorithmus *stepwiselm* erstellt:

$$\begin{aligned}
 \hat{u}_{y,th,2}(t = t_{th}^{\blacktriangle}) &= c_{0,2} + c_{1,2} \cdot x_1 + c_{2,2} \cdot x_2 + c_{3,2} \cdot x_3 + c_{3,2} \cdot x_4 + \dots \\
 &\quad + c_{34,2} \cdot x_3 \cdot x_4 + \epsilon_2 \\
 &= c_{0,2} + c_{1,2} \cdot v_c + c_{2,2} \cdot f_z + c_{3,2} \cdot a_e + c_{4,2} \cdot B + \dots \\
 &\quad + c_{34,2} \cdot a_e \cdot B + \epsilon_2.
 \end{aligned} \tag{9.2}$$

Die zugehörigen Konstanten $c_{i,2}$ und $c_{ij,2}$ enthält Tabelle 9.2. Den unerklärten Teil des Modells beinhaltet ϵ_2 .

Koeffizient	Wert	Einheit
$c_{0,1}$	-0,62	-
$c_{1,1}$	$12,43 \cdot 10^{-3}$	$\text{min } \mu\text{m m}^{-1}$
$c_{2,1}$	-2,36	$\mu\text{m mm}^{-1}$
$c_{3,1}$	0,58	$\mu\text{m mm}^{-1}$
$c_{4,1}$	$11,18 \cdot 10^{-3}$	-
$c_{34,1}$	80,19	$\mu\text{m mm}^{-1}$

Tabelle 9.2: Konstanten des simulationsbasierten Ersatzmodells

9.2.3 Lösung des inversen Wärmeexpansionsproblems

Das theoretische Vorgehen zur Zusammenführung der beiden Ersatzmodelle aus den Abschnitten 9.2.1 und 9.2.2 ist in Kapitel 8 beschrieben. Die darin erwähnte optionale Erweiterung um die Nutzung von Temperaturwerten wird im Folgenden nicht weiter verfolgt, weil dem in dieser Arbeit zu qualifizierenden IHEP ausschließlich Deformationen zugrunde liegen.

9 Anwendung und Bewertung der Methodik zur Identifikation des Wärmearaufteilungskoeffizienten

Die in Gleichung 8.10 aufgestellte allgemeine Zielfunktion ist unter Einbeziehung der vorhergehend aufgeführten Einschränkungen

$$J = \sum_{v_c = \underline{v_c}}^{\overline{v_c}} \sum_{f_z = \underline{f_z}}^{\overline{f_z}} \sum_{a_e = \underline{a_e}}^{\overline{a_e}} \left[(\hat{u}_{th, \Delta 21})^2 \right]. \quad (9.3)$$

Diese Zielfunktion gilt es analog zu Gleichung 8.10 nach der Vorschrift 8.11 zu minimieren, wobei hier der allgemeine Vektor Λ_Δ ausschließlich den Wärmearaufteilungskoeffizienten B bzw. die dahinterstehende Ansatzfunktion aus der vierten Nebenbedingung (Gleichung 8.15 – Abschnitt 8.3) beinhaltet:

$$\min_{B=f(\Lambda_1)} (J). \quad (9.4)$$

Die Ansatzfunktion für den Wärmearaufteilungskoeffizienten B wurde quadratisch gewählt. Mit diesem Ansatz konnte bei geringster Koeffizientenanzahl die höchste Übereinstimmung des simulationsbasierten Ersatzmodells mit dem empirisch basierten Ersatzmodell erzielt werden (minimaler Wert der Zielfunktion J). Die zugrundeliegende Funktion ist

$$B = [1 \quad \Lambda_1^T] \cdot \Gamma \cdot \begin{bmatrix} 1 \\ \Lambda_1 \end{bmatrix}. \quad (9.5)$$

Die Koeffizientenmatrix ist hierbei

$$\Gamma = \begin{bmatrix} d_{11} & \cdots & d_{14} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ d_{41} & \cdots & d_{44} \end{bmatrix}. \quad (9.6)$$

Die Minimierung der Zielfunktion (Gleichung 9.4) unter Berücksichtigung der Nebenbedingungen erfolgte in der Softwareumgebung MATLAB[®] mithilfe der *Solver*-Funktion *fmincon*⁷⁵. Die automatische Auswahl des *Solvers* sowie die allgemeine Definition von Zielfunktion und Nebenbedingungen wurde in der MATLAB[®]-Toolumgebung *YALMIP*⁷⁶ vorgenommen. Das Ergebnis der Minimierung, die Belegung der Koeffizientenmatrix Γ , zeigt Tabelle 9.3.

Grafisch ist der Wärmearaufteilungskoeffizient B in Abbildung 9.3 dargestellt. Hierbei ist der Verlauf von B in Abhängigkeit der Prozessgrößen (v_c , f_z und a_e) in einzelnen Diagrammen aufgetragen. Die verschiedenen Graustufen der Verläufe kennzeichnen die kleinste, mittlere und größte Belegung der beiden nicht

⁷⁵ Algorithmus zur Minimierung einer beschränkten, nichtlinearen und multivariaten Funktion

⁷⁶ Eine Einführung in die *YALMIP*-Umgebung ist in LÖFBERG (2004) und LÖFBERG (2009) zu finden.

Koeffizient	Wert	Einheit
d_{11}	$9,01 \cdot 10^{-2}$	-
$d_{12} = d_{21}$	$-8,61 \cdot 10^{-5}$	min m^{-1}
$d_{13} = d_{31}$	$-6,27 \cdot 10^{-2}$	mm^{-1}
$d_{14} = d_{41}$	$7,27 \cdot 10^{-2}$	mm^{-1}
d_{22}	$-3,62 \cdot 10^{-13}$	$\text{min}^2 \text{m}^{-2}$
$d_{23} = d_{32}$	$2,35 \cdot 10^{-11}$	$\text{min m}^{-1} \text{mm}^{-1}$
$d_{24} = d_{42}$	$1,02 \cdot 10^{-4}$	$\text{min m}^{-1} \text{mm}^{-1}$
d_{33}	$-2,28 \cdot 10^{-7}$	mm^{-2}
$d_{34} = d_{43}$	$7,40 \cdot 10^{-2}$	mm^{-2}
d_{44}	$-1,61 \cdot 10^{-1}$	mm^{-2}

Tabelle 9.3: Konstanten der Matrix Γ aus der Beschreibungsfunktion für den Wärmeaufteilungskoeffizienten B

an der Achse aufgetragenen Prozessgrößen. Hierbei werden Nichtlinearitäten in den Zusammenhängen sowie die Wirkung der einzelnen Faktoren auf den Wärmeaufteilungskoeffizienten B erkennbar. Im Folgenden sollen die Verläufe aus Abbildung 9.3 im Einzelnen diskutiert werden.

Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c (Abbildung 9.3, Detail A)

Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit v_c fällt der Wert des Wärmeaufteilungskoeffizienten B näherungsweise linear ab.

Der zugrundeliegende Effekt wurde bereits in Abschnitt 9.2.1 (Abbildung 9.1, Detail B) theoretisch beschrieben, kam dort jedoch aufgrund überlagernder Effekte nicht sichtbar zum Tragen. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit v_c und gleichbleibendem Vorschub pro Zahn f_z erhöht sich die Vorschubgeschwindigkeit v_f . Hierdurch wird ein größerer Anteil der Prozesswärme mit den Spänen abgetragen.

Einfluss des Vorschubs pro Zahn f_z (Abbildung 9.3, Detail B)

Eine Zunahme des Vorschubs pro Zahn führt zu einer Reduktion des Werts des Wärmeaufteilungskoeffizienten B .

Hierfür ist ebenfalls ein höherer Wärmeabtrag mit dem Span aufgrund der größeren Spannungsdicke und der damit verbunden schnelleren Vorschubgeschwindigkeit ursächlich (vgl. Abbildung 9.1, Detail C).

9 Anwendung und Bewertung der Methodik zur Identifikation des Wärmefteilungskoeffizienten

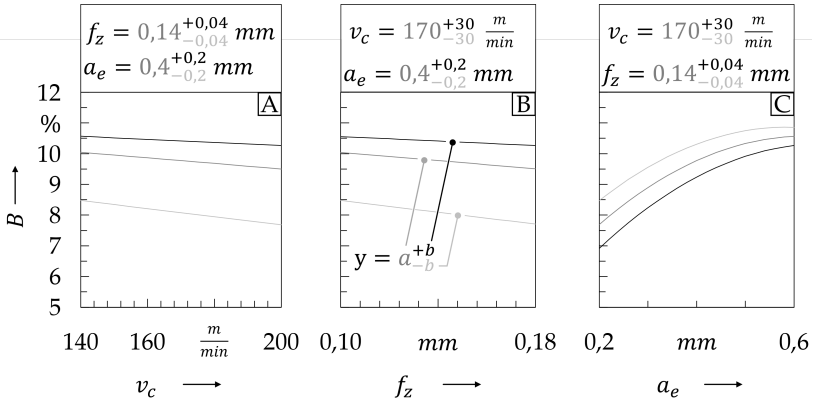


Abbildung 9.3: Veränderung des Wärmefteilungskoeffizienten B über die drei Faktoren v_c (Detail A), f_z (Detail B) und a_e (Detail C)

Einfluss des Arbeitseingriffs a_e (Abbildung 9.3, Detail C)

Der Arbeitseingriff a_e zeigt im unteren Werte-Bereich der Prozessgrößen eine stark ausgeprägte Wirkung auf den Wärmefteilungskoeffizienten B , der mit zunehmendem Anstieg von a_e stagniert. Insgesamt steigt die thermisch bedingte Deformation mit dem Arbeitseingriff an.

Auf die Ursache des steigenden Wärmeeintrags wurde bereits in der Diskussion zu Abbildung 9.1 (Detail A) eingegangen. Mit dem Arbeitseingriff nimmt auch die maximale Spannungsdicke und somit die entstehende Prozesswärme zu. Hiermit verbunden wachsen in diesen Bereichen die Oberflächentemperaturen und in der Folge auch die Temperaturdifferenz zum Grundwerkstück an. Nach dem *Fourierschen Wärmeleitungsgesetz* resultiert daraus ein höherer Wärmestrom in das Werkstück (HERWIG 2000, S. 67). Aufgrund der geometrischen Eingriffssituation befindet sich der Bereich größerer Spannungsdicken am Rand des Werkstücks. Die höhere Temperaturdifferenz bewirkt mit steigendem Arbeitseingriff a_e einen höheren Wärmestrom in Richtung des Werkstücks. Je weiter das Werkzeug im Eingriff steht, umso größer ist der Wärmeanteil, der mit dem nachfolgenden Spanabhub abgeführt wird. Die in Detail C der Abbildung 9.3 dargestellte Abflachung des Wärmefteilungskoeffizienten B ist die Folge.

9.3 Bewertung

9.3.1 Modellgüte

Als Bewertungsgröße für die Güte der in den Abschnitten 9.2.1 bis 9.2.3 erstellten Modelle werden das Bestimmtheitsmaß R^2 und das adjustierte Bestimmtheitsmaß R_{adj}^2 herangezogen. Nach FAHRMEIR et al. (2009, S. 98) dient R^2 als Maß für die Anpassungsgüte des Modells an die zugrundeliegenden Daten⁷⁷. Das adjustierte Bestimmtheitsmaß berücksichtigt neben der Genauigkeit der Abbildung auch die Anzahl der im Modell eingesetzten Faktoren in Form eines Strafterms. SIEBERTZ et al. (2010, S. 118) erläuterten hierzu, dass sich durch eine größere Anzahl an Faktoren zwar das Bestimmtheitsmaß weiter steigern lässt, dies jedoch teils zu falschen Annahmen führt. Im Sinne des Sparsamkeitsprinzips „Einfach ist am besten“ (ENGEL 2018, S. 101) ist deshalb das einfachste Modell zu wählen. R^2 und R_{adj}^2 können Werte zwischen 0 und 1 annehmen. Der Wert 1 entspricht hierbei einem perfekten Modell, das die Messdaten zu 100 % nachbildet. Die nachstehende Tabelle 9.4 beinhaltet die Bestimmtheitsmaße des empirischen und des simulationsbasierten Ersatzmodells für den in Abschnitt 9.1 festgelegten Anwendungsfall. Zudem sind auch die Werte für ein kombiniertes Modell enthalten. Bei diesem wird geprüft, inwieweit das simulationsbasierte Ersatzmodell zusammen mit dem Modell des Wärmeaufteilungskoeffizienten B (Gleichung 9.5) in der Lage ist, das empirische Ersatzmodell der thermisch bedingten Deformationen abzubilden. Für die beiden Ersatzmodelle sowie das kombinierte Modell liegt jeweils eine sehr hohe Abbildungsgüte vor. Das nur gering abweichende adjustierte Bestimmtheitsmaß weist darauf hin, dass die hohe Abbildungsgüte mit einer angemessenen Anzahl an Faktoren erzielt wurde.

Anhand Abbildung 9.4 soll grafisch bewertet werden, inwieweit die Ersatzmodelle (Gleichungen 9.1 und 9.2) die Mess- und Simulationsergebnisse für den Werte-Raum der Prozessgrößen nachbilden können. Auf der horizontalen Achse der Graphen ist hierbei die durch die Ersatzmodelle prädierte

⁷⁷ Der Wert R^2 berechnet sich nach ABUKHSHIM et al. (2006, S. 98) zu

$$R^2 = \frac{\sum_{v=1}^n (\hat{y}_v - \bar{y})^2}{\sum_{v=1}^n (y_v - \bar{y})^2}.$$

Hierbei steht \hat{y}_v für den v -ten prädierten Wert, y_v für den zugehörigen v -ten Messwert und \bar{y} für den Mittelwert aller n Versuche.

9 Anwendung und Bewertung der Methodik zur Identifikation des Wärmeverteilungskoeffizienten

Modell	R^2	R^2_{adj}
empirisches Ersatzmodell	0,964	0,961
simulationsbasiertes Ersatzmodell	0,990	0,989
kombiniertes Modell	0,998	0,998

Tabelle 9.4: Bestimmtheitsmaß R^2 und adjustiertes Bestimmtheitsmaß R^2_{adj} für das empirische und das simulationsbasierte Ersatzmodell sowie für ein mit dem Wärmeverteilungskoeffizienten B kombiniertes Modell

thermisch bedingte Deformation aufgetragen, während auf der vertikalen Achse der zugehörige gemessene (*links*) oder simulierte (*rechts*) Wert dargestellt wird. Für den Fall einer idealen Übereinstimmung zwischen Ersatzmodell und Realität ($R^2 = R^2_{adj} = 1$) würden die Punkte im Diagramm exakt auf der Winkelhalbierenden liegen. In der Darstellung werden Abweichungen hiervon durch Verteilungsfunktionen⁷⁸ beschrieben. Im Diagramm sind diese als Konfidenzintervall des Mittelwerts und als Prognoseintervall eingezeichnet. Das Konfidenzintervall (roter Bereich) kennzeichnet hierbei den Bereich, in dem der Mittelwert weiterer Messungen oder Simulationen mit einer Wahrscheinlichkeit von 95 % (Konfidenzniveau γ_K) zu erwarten ist. Das Prognoseintervall beschreibt dagegen den Bereich, in dem die Einzelwerte weiterer Messungen und Simulationen⁷⁹ mit einer Wahrscheinlichkeit von ebenfalls 95 % (Prognoseniveau γ_P) liegen werden. Aus Abbildung 9.4 kann die Aussage abgeleitet werden, dass die vorliegenden beiden Ersatzmodelle imstande sind, den Mittelwert der Messungen sehr genau zu prognostizieren (enges Konfidenzintervall). Dieser Bereich ist es, der in der weiteren Anwendung der übergeordneten Methodik Verwendung finden wird. Die breitere Streuung des Prognoseintervalls zeigt hierbei lediglich, dass eine gewisse Versuchsanzahl sowie die Wiederholung von Versuchen unerlässlich für die Identifikation des Modells sind.

⁷⁸ Ansatz einer F -Verteilung (BACKHAUS et al. 2018, S. 95)

⁷⁹ Das Simulationsergebnis zu einer Prozessgrößenkombination ist jeweils reproduzierbar und das Modell somit deterministisch. Die Streuungen innerhalb des Prognoseintervalls gehen auf Diskretisierungs- und Mappingfehler bei der Simulation unterschiedlicher Prozessgrößenkombinationen zurück. Diskretisierungsfehler resultieren aus der groben Vernetzung in prozessferneren Bereichen des Werkstücks (s. Abschnitt 7.3.2). Unter Mappingfehlern ist zu verstehen, dass zwischen der Berechnung der einzelnen Inkremente eine Transformation des berechneten Temperaturfelds vom Netz der Werkstückidentität $\Omega_W(t-1)$ zum Zeitpunkt $t-1$ auf das Netz des zeitlich darauffolgenden Netzes (Zeitpunkt t) des Werkstücks $\Omega_W(t)$ stattfindet und dabei ein Fehler auftreten kann. Hierzu wurde ein linearer Mappingalgorithmus auf Basis baryzentrischer Koordinaten programmiert. Numerische Fehler im Bereich hoher Temperaturgradienten können bei dessen Anwendung nicht ausgeschlossen werden.

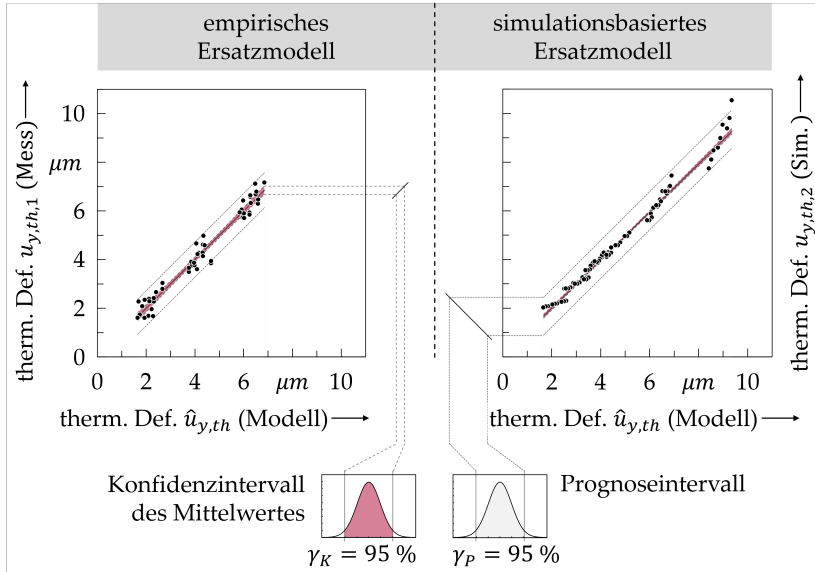


Abbildung 9.4: Gegenüberstellung der gemessenen und der prädizierten thermisch bedingten Werkstückdeformationen zur grafischen Bewertung der Modellgüte

9.3.2 Modellgültigkeit

Den bisherigen Ausführungen dieses Kapitels liegt die Prämisse zugrunde, dass die angesetzten Modellformulierungen für die Abbildung der gemessenen und simulierten Werte gültig sind. Nach BACKHAUS et al. (2018, S. 90) müssen hierzu aber die nachfolgend aufgeführten sieben Anforderungen erfüllt sein.

1. Dem Modell liegt eine richtige Spezifizierung zugrunde, womit
 - es in den Parametern $c_{i,1}$ linear sein muss,
 - es alle relevanten Variablen (als Faktoren) enthalten muss und
 - die Anzahl der Faktoren geringer als die der Messungen sein muss.
2. Es liegt keine Korrelation zwischen den Faktoren x_i und der Störgröße ϵ_1 vor.
3. Die Faktoren x_i weisen keine lineare Abhängigkeit untereinander auf (auch als Multikorrelation bezeichnet).
4. Die Varianz der Störgröße ϵ_1 ist über die Messreihen konstant (auch als Homoskedastizität bezeichnet).

9 Anwendung und Bewertung der Methodik zur Identifikation des Wärmefeilungskoeffizienten

5. Störgrößen aus aufeinanderfolgenden Versuchen korrelieren nicht miteinander (keine Autokorrelation).
6. Die Störgröße ϵ_1 ist normalverteilt.
7. Die Störgröße ϵ_1 hat einen Erwartungswert⁸⁰ von 0.

Einige der Anforderungen beziehen sich auf die Störgröße ϵ_1 , die im Fall einer empirischen Auswertung jedoch nicht beobachtbar ist⁸¹ (BACKHAUS et al. 2018, S. 108). Stattdessen werden für die folgenden Überprüfungen der Anforderungen die Residuen $\hat{\epsilon}_1$ herangezogen⁸², die der Störgröße für ein richtiges Modell ähnlich sind.

Anforderung 1:

Die Parameter $c_{i,j}$ wurden in Abschnitt 9.2 mittels linearer Regression berechnet und sind folglich linear zu den Faktoren (Prozessgrößen). Wechselwirkungen zwischen den Prozessgrößen (wie in Gleichung 9.2) wurden hierbei linearisiert (BACKHAUS et al. 2018, S. 91). Alle im Rahmen der Versuchsreihe variierten Prozessgrößen sind im Modell vorhanden, womit von einer Vollständigkeit der relevanten Variablen ausgegangen werden kann. Auch die Anzahl der gemessenen bzw. simulierten thermisch bedingten Deformationen übersteigt die Anzahl der Faktoren weit. Somit ist die *Anforderung 1* erfüllt.

Anforderungen 2 und 3:

Die Überprüfung der beiden Anforderungen erfolgt anhand der sogenannten Korrelationsmatrix, die im Rahmen der linearen Regression (Abschnitt 9.2) mit MATLAB[®] berechnet wurde. Die Elemente der Matrix (Korrelationskoeffizienten r_{ij}) geben hierbei jeweils an, ob eine Korrelation des i -ten mit dem j -ten Faktor (v_c, f_z, a_e und B) bzw. Residuum ($\hat{\epsilon}_k$) vorliegt (wobei i der Zähler für die

⁸⁰ Unter dem Erwartungswert wird der Wert verstanden, den die Störgröße im Mittel annimmt.

⁸¹ Die Störgröße ϵ_1 beschreibt eine Abweichung des gemessenen Werts vom *wahren* Wert aufgrund unberücksichtigter Einflussgrößen, Mess- und Auswahlfehler. Weil der *wahre* Wert bei einer empirischen Betrachtung nicht bekannt ist, handelt es sich bei der Störgröße nur um einen theoretischen Wert, der nicht beobachtet werden kann (BACKHAUS et al. 2018, S. 89).

⁸² Die Residuen $\hat{\epsilon}_1$ beschreiben die jeweilige Abweichung des gemessenen Werts vom berechneten Wert des Modells. Ein Residuum stellt somit eine Schätzung der Störgröße dar (FAHRMEIR et al. 2009, S. 63).

Zeilen und j der Zähler für die Spalten ist). K_1 bezeichnet die Korrelationsmatrix des empirischen Ersatzmodells:

$$K_1 = \text{Corr}(v_c, f_z, a_e, \hat{\epsilon}_1) = \begin{matrix} & v_c & f_z & a_e & \hat{\epsilon}_1 \\ v_c & \left(\begin{array}{cccc} 1 & -0,02 & -0,11 & \approx 0 \\ & 1 & -0,07 & \approx 0 \\ & & 1 & \approx 0 \\ & & & 1 \end{array} \right) & & & \end{matrix} \quad (9.7)$$

(9.8)

Mit K_2 wird die Korrelationsmatrix des simulationsbasierten Ersatzmodells beschrieben:

$$K_2 = \text{Corr}(v_c, f_z, a_e, B, \hat{\epsilon}_2) = \begin{matrix} & v_c & f_z & a_e & B & \hat{\epsilon}_2 \\ v_c & \left(\begin{array}{ccccc} 1 & 0,04 & \approx 0 & \approx 0 & \approx 0 \\ & 1 & \approx 0 & \approx 0 & \approx 0 \\ & & 1 & -0,04 & \approx 0 \\ & & & 1 & \approx 0 \\ & & & & 1 \end{array} \right) & & & & \end{matrix} \quad (9.9)$$

Die Korrelationskoeffizienten r_{ij} neben der Hauptdiagonalen weisen durchweg keine auf eine Korrelation hindeutenden Werte auf⁸³. Die Gültigkeit der Annahme von *Anforderung 2* und *3* kann somit bestätigt werden.

Anforderung 4:

In Abbildung 9.5 sind die Residuen $\hat{\epsilon}_1$ über die Ergebnisse der Ersatzmodelle $\hat{u}_{y,th,k}$ aufgetragen. Sowohl für das empirische Ersatzmodell (*links*) als auch für das simulationsbasierte Ersatzmodell (*rechts*) zeigen die Graphen keine auffälligen Trends (z. B. trichterförmige Ausprägung (BACKHAUS et al. 2018, S. 95)). Damit ist Homoskedastizität gegeben und die *Anforderung 4* für beide Modelle erfüllt.

⁸³ COHEN (1988, S. 82) gibt in seiner Arbeit Anhaltswerte zur Interpretation der Korrelationskoeffizienten r_{ij} an. Diese zeigt die nachstehende Tabelle.

Korr.-Koeff.	Interpretation
$ r_{ij} < 0,1$	geringe Korrelation
$ r_{ij} < 0,3$	mittlere Korrelation
$ r_{ij} < 0,5$	große Korrelation

9 Anwendung und Bewertung der Methodik zur Identifikation des Wärmefteilungskoeffizienten

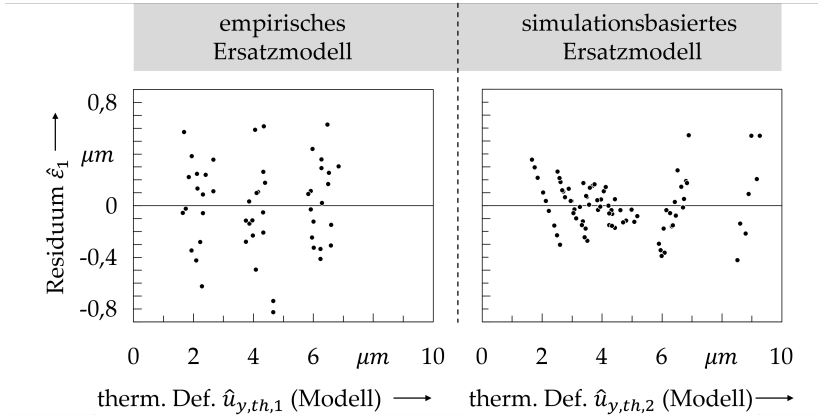


Abbildung 9.5: Darstellung der Residuen über die mit dem empirischen (links) und dem simulationsbasierten (rechts) Ersatzmodell prädizierte thermisch bedingte Deformation zur Prüfung auf Homoskedastizität

Anforderung 5:

Anhand eines sogenannten Verzögerungsdiagramms (Abbildung 9.6) findet die Überprüfung auf Autokorrelation der Residuen statt. Hierbei sind die Residuen zu den in der Versuchsreihenfolge unmittelbar davor ermittelten Residuen (Kennzeichnung mit *) aufgetragen. Die Verteilung der Residuen weist für beide Ersatzmodelle keinen Trend (z. B. linearer Verlauf) auf und erscheint zufällig. Die Anforderung 5, dass keine Autokorrelation der Residuen aus aufeinanderfolgenden Versuchen ($\hat{\epsilon}_2$ und $\hat{\epsilon}_2^*$) vorliegt, kann somit als gültig konstatiert werden.

Anforderungen 6 und 7:

Abbildung 9.7 zeigt ein Normalverteilungsdiagramm. Hierin ist die erwartete gegen die beobachtete kumulierte Häufigkeit (in Form der Residuen) aufgetragen. Liegen die Punkte, die den einzelnen Messungen entsprechen, auf der eingezeichneten Geraden, kann von einer Normalverteilung ausgegangen werden⁸⁴. Dies ist für beide der untersuchten Ersatzmodelle der Fall, womit Anforderung 6 erfüllt ist. In den Details A der Abbildung 9.7 sind qualitativ zwei Histogramme der Residuen-Werte dargestellt. Hierin ist für beide Ersatzmodelle eine

⁸⁴ Laut BACKHAUS et al. (2018, S. 112) sind kleinere Abweichungen von der Normalverteilung akzeptabel und schränken die Gültigkeit der Annahme nicht ein.

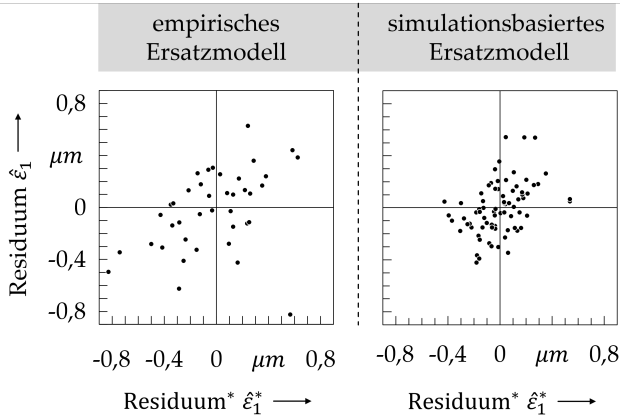


Abbildung 9.6: Verzögerungsdiagramm der Residuen des empirischen (links) und des simulationsbasierten (rechts) Ersatzmodells zur Prüfung auf Autokorrelation; dargestellt sind die Residuen über die jeweils aus dem vorhergehenden Versuch stammenden Residuen (Residuum*)

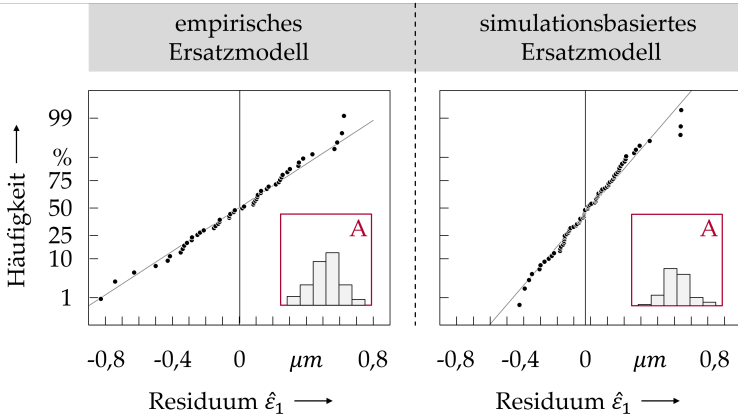
symmetrische Verteilung der Residuen um den Wert 0 zu erkennen. Auch Anforderung 7 kann somit als bestätigt angesehen werden. Die errechneten Mittelwerte der Residuen für das empirische Ersatzmodell mit $\bar{\varepsilon}_1 = -7,09 \cdot 10^{-16} \mu\text{m}$ und für das simulationsbasierte mit $\bar{\varepsilon}_2 = -2,32 \cdot 10^{-15} \mu\text{m}$ bestätigen diese Aussage.

9.4 Vergleich

Zur Plausibilisierung der Ergebnisse wird nachfolgend zunächst auf den in Abschnitt 8.4 beschriebenen Vergleich von simulierten und gemessenen thermischen Deformationen zurückgegriffen. Der näherungsweise grafisch ermittelte Wärmeverteilungskoeffizient des Referenzversuchs ($v_c = 140 \text{ m min}^{-1}$, $f_z = 0,1 \text{ mm}$ und $a_e = 0,6 \text{ mm}$) lag bei $B = 0,115 \%$. Das vorliegende Modell zeigt für diese Wertekombination der Prozessgrößen mit $B = 0,109 \%$ einen ähnlichen Wert.

Weiterhin wird für einen Vergleich der Ergebnisse der Stand der Wissenschaft herangezogen (Abschnitt 2.2.2). Die darin beschriebenen Angaben variieren für den in das Werkstück übergehenden Anteil der Wärme zwischen 1 und 25%. Sie decken demnach eine große Bandbreite und mindestens die aus dieser Untersuchung hervorgehende Spanne des Wärmeverteilungskoeffizienten B ab. Direkt

9 Anwendung und Bewertung der Methodik zur Identifikation des Wärmeverteilungskoeffizienten



A Häufigkeitsverteilung; relative Häufigkeitsdichte über Residuum $\hat{\epsilon}_1$

Abbildung 9.7: Normalverteilungsdiagramm der Residuen des empirischen (links) und des simulationsbasierten (rechts) Ersatzmodells

vergleichbare Prozesse (im Sinne Prozess-Werkzeug-Material-Kombination) wurden bei den Recherchen nicht gefunden, weshalb ein direkter Vergleich hier nicht weiter vertieft wird.

In Abschnitt 2.3.2 wurden mit den Gleichungen 2.2, 2.3 und 2.5 Berechnungsansätze für den Wärmeverteilungskoeffizienten B aus der Literatur eingeführt. Weil eine Berechnungsgrundlage für den Scherwinkel Φ nicht vorliegt, wird mit einem Wert von 35° eine realitätsnahe Annahme getroffen (DENKENA & TÖNSHOFF 2011, S. 49). Ferner ist der Wärmeverteilungskoeffizient B aufgrund der Abhängigkeit von der Spannungsdicke h_c über den Zahneingriff variabel. Vor dem Hintergrund, dass ein Großteil des Wärmeeintrags den Bereichen großer Spannungsdicken entstammt, wird statt der variablen Spannungsdicke h_c mit der maximalen Spannungsdicke $h_{c,max}$ des Referenzversuchs von 0,038 mm gerechnet (nach Abbildung A.2 und Gleichung A.2). Die Spanstauchung r^{-1} (r wird als Spanverhältnis bezeichnet) berechnet sich aus dem Spanwinkel der Hauptschneide $\gamma_{0,H}$ (Tabelle 5.3) und dem Scherwinkel Φ nach DEGNER et al. (2015, S. 51):

$$r^{-1} = \frac{\cos(\gamma_{0,H})}{\tan(\Phi)} + \sin(\gamma_{0,H}). \quad (9.10)$$

Den auf dieser Basis errechneten Wärmeverteilungskoeffizienten B aus den drei Gleichungen 2.2, 2.3 und 2.5 zeigt die nachstehende Tabelle 9.5.

Gleichung	Wärmeaufteilungskoeffizient B
2.2	0,161 %
2.3	0,135 %
2.5	0,174 %

Tabelle 9.5: Wärmeaufteilungskoeffizienten, berechnet nach den Gleichungen 2.2, 2.3 und 2.5

Die Ergebnisse der analytischen Berechnungen aus Tabelle 9.5 weisen bereits in sich eine Varianz auf und weichen zudem deutlich von dem in dieser Arbeit mittels *IHEP* berechneten Wert ab. Alle drei Gleichungen entstammen nach KOMANDURI & HOU (2000) der Scherebenentheorie. Ansätze hieraus – so auch die vorliegenden – setzen in der Regel konstante Spannungsdicken und übliche Eingriffsbedingungen voraus. Im Rahmen dieser Arbeit wurde hingegen ein Fräsprozess (variierende Spannungsdicke) mit geringem Arbeitseingriff a_e untersucht, was sehr kleine Spannungsdicken über den gesamten Zahneingriff zur Folge hat. Vor dem Hintergrund der deutlichen Abweichungen muss davon ausgegangen werden, dass die dargelegten analytischen Ansätze aus der Literatur für die in dieser Arbeit untersuchten Eingriffsbedingungen ungeeignet sind.

9.5 Fazit

Für den untersuchten Werte-Raum der Prozessgrößen kann aufgrund der vorliegenden hohen Bestimmtheitsmaße R^2 von repräsentativen Modellen gesprochen werden.

Das empirische Ersatzmodell bildet die mittlere zu erwartende thermisch bedingte Deformation mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,964$ sehr gut ab (Abschnitt 9.3.1). Trotz der hohen Abbildungsgüte unterliegt die Prognose $\hat{u}_{y,th,1}$ Streuungen. Diesem Fakt muss bei zukünftigen Erweiterungen des Ansatzes mittels Wiederholungsmessungen weiterhin Rechnung getragen werden.

Mit dem simulationsbasierten Ersatzmodell wird die simulierte thermisch verursachte Deformation mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,99$ repräsentiert (Abschnitt 9.3.1). Auch der Prognosewert dieses Modells unterliegt für verschiedene Prozessgrößenkombinationen Streuungen. Deren Vermeidung ist allerdings nur durch feinere Netzdiskretisierungen des Werkstücks, höhere Elementordnungen und kürzere Zeitschrittdauern möglich.

9 Anwendung und Bewertung der Methodik zur Identifikation des Wärmeaufteilungskoeffizienten

Auf Basis der beiden Ersatzmodelle wurde mit einem Optimierungsalgorithmus eine Funktion des Wärmeaufteilungskoeffizienten B ermittelt. Dadurch ist das simulationsbasierte Ersatzmodell in der Lage, die empirisch ermittelten thermischen Deformationen (aus dem empirischen Ersatzmodell) mit einer Güte von 99,78 % ($R^2 = 0,998$) zu prognostizieren. Fehler aus den zugrundeliegenden Ersatzmodellen ($R^2 \neq 1$) gehen nicht-determinierbar in das Modell des Wärmeaufteilungskoeffizienten B ein.

Generell ist auch allein mit dem empirischen Ersatzmodell die mittlere zu erwartende thermische Deformation des Werkstücks berechenbar, jedoch ausschließlich für die untersuchte Werkstückstruktur. Die Übertragung des Prozesses im untersuchten Werte-Raum der Prozessgrößen auf beliebige andere Werkstücke wird erst mit der Entkopplung von der Struktur und der Bestimmung des Wärmeaufteilungskoeffizienten B möglich, der der thermisch bedingten Deformation zugrundeliegt.

Dem potenziellen Anwender aus der Luftfahrttechnik wird mit diesem Vorgehen eine Systematik bereitgestellt, anhand derer er ein Modell der Wärmeaufteilung für den von ihm verwendeten Werte-Raum der Prozessgrößen und sein Werkstückmaterial aufbauen kann. Die individuellen Rahmenbedingungen müssen mit einer einmaligen Versuchs- und Simulationsreihe gewonnen werden, können anschließend jedoch auf beliebige Werkstückgeometrien übertragen werden.

10 Zusammenfassung und Ausblick

10.1 Zusammenfassung

Getrieben durch ökonomische und ökologische Anforderungen werden in der Luft- und Raumfahrttechnik große Anstrengungen unternommen, um insbesondere an den Primärstrukturen von Luft- und Raumfahrzeugen Masse einzusparen. In Verbindung mit den hohen Sicherheitsanforderungen innerhalb dieser Branche sind zuverlässige und präzise Herstellungsprozesse unabdingbar. Zu deren Absicherung kommen unter anderem so genannte digitale Zwillinge zum Einsatz, mit deren Hilfe bereits vor der erstmaligen Durchführung des Herstellungsprozesses Unzulänglichkeiten des Prozesses prädiert und Maßnahmen zu deren Behebung abgeleitet werden können. In diesen Kontext ordnet sich auch die vorliegende Arbeit ein, in der eine Methodik zur Identifikation des in das Werkstück übergehenden Anteils der Prozesswärme für eine Fräsbearbeitung entwickelt wurde. Das Ergebnis ist ein Modell, das den Wärmeeuteilungskoeffizienten B in Abhängigkeit der zugrundeliegenden Prozessgrößen v_c , f_z und a_e beschreibt.

Nach bisherigem Stand der Wissenschaft wird eine Wärmequelle üblicherweise mittels sogenannter *inverser Wärmeleitungsprobleme (IHCP)* identifiziert. Derartige Ansätze sehen die Messung von Temperaturen an prozessnahen Stellen vor und schließen mittels verschiedener Modellansätze invers auf die ursächliche Wärmequelle und deren Ausprägung. Ein Problem des *IHCP* ist jedoch, dass es aufgrund der Entfernung zwischen Messpunkt und Wirkstelle häufig schlecht konditioniert und damit ungeeignet ist. Dies trifft insbesondere auf Fräsprozesse zu, die aufgrund der rotierenden und wandernden Schneide allgemein schlecht zugänglich für Temperaturmessungen sind. Deshalb wurde in dieser Arbeit ein neuartiges Verfahren entwickelt, das sich die thermisch bedingte Deformation der Werkstückstruktur zunutze macht, um hieraus auf die am Werkstück wirkende Wärmequelle zu schließen. Weil der thermisch bedingten Deformation das gesamte im Werkstückkontinuum vorliegende Temperaturfeld zugrunde liegt und die Reaktion in Form einer Ausdehnung unmittelbar erfolgt, eignet sich das Verfahren trotz einer Distanz zwischen Mess- und Wirkstelle besser zur Identifikation der Wärmequelle als das *IHCP*. Diese Aussage wurde als Arbeitshypothese formuliert und u. a. mithilfe eines Simulationsmodells

bestätigt. Für das neue Verfahren wurde der Begriff des *inversen Wärmeexpansionsproblems (IHEP)* eingeführt.

Die entwickelte Methodik setzt sich aus drei Einzelmethoden zusammen. Diese dienen dazu, das *IHEP* umzusetzen und die Natur der auf das Werkstück wirkenden Wärmequelle zu identifizieren.

Mit der ersten Methode wurde die messtechnische Erfassung der thermisch bedingten Deformationen beschrieben. Die eigentliche Deformationsmessung erfolgte mittels eines *Laser-Doppler-Vibrometers (1D-LDV)* prozesssynchron an einem definierten ortsfesten Punkt des Werkstücks. Unter den Voraussetzungen, dass während des Prozesses eine Trennung des Kontakts zwischen Werkzeug und Werkstück auftritt und durch den Prozess keine plastischen Deformationen eingebracht werden, konnte der thermisch bedingte Anteil der Deformation aus dem Messsignal extrahiert werden.

Die thermisch bedingten Deformationen geben noch keinen Aufschluss über die zugrundeliegende Wärmequelle. Analog zum *IHCP* wurde deshalb ein Modell benötigt, das den Zusammenhang zwischen der wirkenden Wärmequelle und der resultierenden thermisch bedingten Deformation liefert. In der vorliegenden Arbeit wurde im Rahmen der zweiten Methode auf ein numerisches Modell der Werkstückstruktur zurückgegriffen, das mit einer Prozesswärmequelle beaufschlagt wurde. Die Prozesswärmequelle lehnt sich in ihrer Definition an den in der Literatur weit verbreiteten Ansatz an, dass die gesamte in den Prozess eingebrachte mechanische Energie in Wärme übergeht. Gleichzeitig wurde sie um eine Variation des Wärmeaufteilungskoeffizienten B in das Werkstück erweitert. So konnten thermisch bedingte Deformationen einer realitätsnahen Werkstückstruktur in Abhängigkeit der Prozessgrößen und des Wärmeaufteilungskoeffizienten B simuliert werden.

Im Rahmen der Einführung der dritten Methode erfolgte die Zusammenführung der beiden beschriebenen Vorgehensweisen und somit die Formulierung des *IHEP*. So ist der Wert des Wärmeaufteilungskoeffizienten B dann gefunden, wenn die simulierte thermisch bedingte Deformation mit der gemessenen übereinstimmt. Um diese Betrachtung auf den gesamten Wertebereich der Prozessgrößen zu übertragen, wurden aus den empirisch ermittelten und den simulierten thermisch bedingten Deformationen Ersatzmodelle erstellt. Diese bilden die thermisch bedingte Deformation in Abhängigkeit der Prozessgrößen und des Wärmeaufteilungskoeffizienten B (im Fall des simulationsbasierten Ersatzmodells) ab. Durch Aufstellen und Lösen eines Minimierungsproblems mit Nebenbedingungen konnte eine Funktion des Wärmeaufteilungskoeffizienten B identifiziert werden, die diesen für den gesamten Werte-Raum der Prozessgrößen bestmöglich approximiert.

Der auf diese Weise ermittelte Wärmeaufteilungskoeffizient ist vollkommen unabhängig von der Werkstückstruktur und kann im kalibrierten Werte-Raum der Prozessgrößen auf beliebige Strukturen appliziert werden, um dort die Auswirkung des Wärmeeintrags zu simulieren, bevor der Prozess physikalisch ausgeführt wird.

Technologisches und wirtschaftliches Fazit

Technologisch lässt sich das mit dieser Arbeit vorgestellte Verfahren in Anlehnung an die Reifegradbewertung aus BAUR (2014, S. 141) nach der TRL-Skala (DIN ISO 16290 2014) in die vierte von neun Stufen, gekennzeichnet durch einen Versuchsaufbau im Labor, einordnen. Zur Erlangung der nächsthöheren TRL-Stufe, eines Versuchsaufbaus in der Einsatzumgebung, sind zunächst die Versuchsbedingungen im Hinblick auf den bearbeiteten Werkstoff, die eingesetzten Werkzeuge und den Werte-Bereich der Prozessgrößen an eine reale Einsatzumgebung anzupassen. In der Einleitung (Kapitel 1) wurde bereits erläutert, dass die spanende Fertigung von Integralbauteilen aus der Luft- und Raumfahrtindustrie ein passendes Applikationsszenario darstellen würde.

Vor dem Hintergrund, dass es sich bei der vorliegenden Arbeit um die erstmalige Untersuchung des IHEP im Sinne einer Grundlagenuntersuchung handelt (niedrige TRL-Stufe), kann eine tiefergehende betriebswirtschaftliche Bewertung nicht vorgenommen werden. Nachfolgend sollen jedoch allgemeine Aspekte, welche die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens betreffen, diskutiert werden. Die Beschreibung von Prozess-Struktur-Wechselwirkungen dient meist dem Zweck, *trial-and-error*-Ansätze zur Identifikation eines optimalen Prozesses zu vermeiden. Dieser kosten- und zeitintensive Vorgang soll stattdessen im Rahmen einer Simulation des Bearbeitungsprozesses vorgenommen werden. Eine Einsparung von Materialkosten durch die Reduzierung von etwaigem Ausschuss sowie kürzere Belegungszeiten der Fertigungseinrichtungen und somit geringere Fertigungskosten sind die Folge. Darüber hinaus kann der Fertigungsprozess in der Simulationsumgebung so optimiert werden, dass die qualitativen Anforderungen noch eingehalten, gleichzeitig die Prozessgrößen im Hinblick auf eine wirtschaftliche Fertigung aber ausgereizt werden. Gegenläufig zu den Einsparungen wirken sich die Aufwände für die experimentelle Erhebung der Kalibrierungsdaten und die Erstellung des Simulationsmodells aus. Beides fließt in Form gesteigerter Sondereinzelkosten in die Herstellkosten eines zu fertigenden Werkstücks ein. Die Wirtschaftlichkeit der in dieser Dissertation entwickelten Methodik wird neben der Höhe der Kosten von Einsparungen und Mehraufwendungen insbesondere durch die Möglichkeit bestimmt, die Sondereinzelkosten auf eine Vielzahl an Werkstücken bzw. Bearbeitungsschritten zu verteilen (Kostendegression durch Skaleneffekte).

10.2 Ausblick

Mit den einem Fertigungsprozess vorgelagerten Simulationen des Prozesses können Maßnahmen zur Verringerung der thermisch bedingten Deformationen entwickelt und somit eine Steigerung der Produktqualität und Produktivität in der industriellen Anwendung erzielt werden. Die entwickelte Systematik zur Ermittlung des Wärmeaufteilungskoeffizienten bildet die erforderliche Basis für derartige Simulationen. In der vorliegenden Arbeit wurden bereits einige Ansätze zur Reduktion und Kompensation mechanischer Prozessauswirkungen gemäß dem Stand der Wissenschaft beschrieben, deren Systematik sich auch auf thermische Prozessauswirkungen applizieren lässt und somit zu der beschriebenen Verringerung der thermisch bedingten Deformationen führen würde.

Weitere Forschungspotenziale liegen in der Übertragung der erarbeiteten Methodik auf Zerspankräfte. Die Zerspankräfte werden üblicherweise direkt mittels einer Kraftmessplattform in kumulierter Form erfasst und durch geometrische Zerlegung unterschiedlichen Wirkorten und -richtungen zugeordnet. Mit dem dem *IHEP* zugrundeliegenden Prinzip der strukturellen Auswirkung wäre eine Zuordnung der Zerspankräfte zu ihren lokalen Wirkstellen vorstellbar. Aus diesem Ansatz wäre insbesondere für die in dieser Arbeit untersuchten kleinen Arbeitseingriffe bei gleichzeitiger Deformation der Stegstruktur eine höhere Genauigkeit zu erwarten.

Des Weiteren könnte für die Prozesswärmequelle wie auch für die Zerspankräfte eine Erweiterung der vorgestellten Methodenbausteine vorgenommen werden. Für die erste Methode wird einerseits durch neue Lasertechnologien eine robustere Messung (*Xtra*-Lasertechnologie der Polytec GmbH) möglich, wodurch das Konfidenz- und das Prognoseintervall weiter eingeschränkt werden würden. Andererseits bieten sogenannte *full-field*-Vibrometer die Möglichkeit, die Verlagerung an einer Vielzahl von Punkten auf der Oberfläche eines Werkstücks zu erfassen. Mit dieser Anreicherung der Verlagerungsdaten lässt sich die Genauigkeit des empirisch basierten Ersatzmodells weiter steigern. Im Bereich der Simulation kann durch eine feinere räumliche Diskretisierung der gesamten Stegstruktur sowie mithilfe einer kürzeren zeitlichen Diskretisierung die Qualität der Simulationsergebnisse weiter angehoben werden und somit nicht nur der Punkt der maximalen Deformation, sondern der gesamte Verlauf der Deformation in die Zusammenführung der Ersatzmodelle einbezogen werden.

Verzeichnis betreuter Studienarbeiten

Im Rahmen dieser Dissertation entstanden am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) in den Jahren 2011 bis 2015 unter der wissenschaftlichen Anleitung des Autors die im Folgenden aufgeführten studentischen Arbeiten, deren Ergebnisse in Teilen in die vorliegende Dissertation eingeflossen sind. Der Autor dankt allen Studierenden herzlich für ihr Engagement bei der Unterstützung seiner wissenschaftlichen Arbeit.

Studierender	Titel der Studienarbeit
Kreher, Johannes	<i>In-Prozess-Temperaturmessungen beim Fräsprozess</i> (Bachelor's-Thesis – abgegeben 2012)
Han, Yu	<i>Untersuchung des Prozessparametereinflusses auf mechanisch bedingte Verformungen</i> (Semesterarbeit – abgegeben 2012)
Hedermann, Robert	<i>Strategie zur Vernetzung eines Zerspanpfades</i> (Semesterarbeit – abgegeben 2012)
Hertle, Matthias	<i>Zerspankraftmodell zur Verformungssimulation dünnwandiger Bauteile</i> (Bachelor's-Thesis – abgegeben 2013)
Schulz, Bernhard	<i>Entwicklung einer adaptiven Spanablenkeinheit</i> (Semesterarbeit – abgegeben 2013)
Weber, Hendrik	<i>Modellierung und Simulation von thermisch induzierten Verformungen beim Fräsen dünnwandiger Werkstücke</i> (Bachelor's-Thesis – abgegeben 2013)
Möller, Pascal	<i>Programmierung eines Tools zur Auswertung und Beeinflussung einer FEM-Simulation in MSC.Marc</i> (Bachelor's-Thesis – abgegeben 2013)
Hairer, Michael	<i>Verformungsverhalten dünnwandiger Werkstücke bei der Fräsbearbeitung</i> (Semesterarbeit – abgegeben 2014)

Verzeichnis betreuter Studienarbeiten

Studierender	Titel der Studienarbeit
Ellinger, Johannes	<i>Prozesskräfte bei der Fräsbearbeitung mit geringem Arbeitseingriff</i> (Semesterarbeit – abgegeben 2015)
Hairer, Michael	<i>Regression prozessbedingter Verformungen auf Basis einer Entdimensionierung relevanter Prozess- und Werkstückgrößen</i> (Master's-Thesis – abgegeben 2015)

Literaturverzeichnis

3DS 2019

3DS: *Herstellerlogo*. <<http://www.3ds.com>> (27.9.2019). Frankreich, Vélizy-Villacoublay: Dassault Systèmes, 2019.

ABELE & REINHART 2011

ABELE, E.; REINHART, G.: *Zukunft der Produktion – Herausforderungen, Forschungsfelder, Chancen*. München: Carl Hanser, 2011.

ABELE et al. 2011

ABELE, E.; HÖLSCHER, R.; KORFF, D.; ROST, R.: *Titanzerspannung produktiver machen*. Werkstatt und Betrieb 1–2 (2011) o. Nr., S. 34–38.

ABUKHSHIM et al. 2006

ABUKHSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A.: *Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) 7–8, S. 782–800.

AEROTEC 2016

AEROTEC: *Abbildung der Fräsbearbeitung eines Integralbauteils*. <http://www.premium-aerotec.com/Binaries/Binary4120/_DSC6000.jpg> (9.3.2016). Augsburg: Premium AEROTEC GmbH, 2016.

AFRASIABI et al. 2021a

AFRASIABI, M.; KLIPPEL, H.; ROETHLIN, M.; WEGENER, K.: *An improved thermal model for SPH metal cutting simulations on GPU*. Applied Mathematical Modelling 100 (2021) o. Nr., S. 728–750.

AFRASIABI et al. 2021b

AFRASIABI, M.; KLIPPEL, H.; ROETHLIN, M.; WEGENER, K.: *Smoothed Particle Hydrodynamics Simulation of Orthogonal Cutting with Enhanced Thermal Modeling*. Applied Sciences 11 (2021) 3, S. 1–14.

ARRAZOLA et al. 2013

ARRAZOLA, P. J.; ÖZEL, T.; UMBRELO, D.; DAVIES, M.; JAWAHIR, I. S.: *Recent advances in modelling of metal machining processes*. CIRP Annals – Manufacturing Technology 63 (2013) 2, S. 695–718.

BACKHAUS et al. 2018

BACKHAUS, K.; ERICHSON, B.; PLINKE, W.; WEIBER, R.: *Multivariate Analysemethoden – Eine anwendungsorientierte Einführung*. 15. Aufl. Berlin: Gabler, 2018.

BAEHR & STEPHAN 2019

BAEHR, H. D.; STEPHAN, K.: *Wärme- und Stoffübertragung*. 10. Aufl. Berlin: Springer Vieweg, 2019.

BARRIOS et al. 2014

BARRIOS, A. N. S.; SILVA, J. B. C.; RODRIGUES, A. R.; COELHO, R. T.; BRAGHINI JUNIOR, A.; MATSUMOTO, H.: *Modeling heat transfer in die milling*. Applied Thermal Engineering 64 (2014) 1–2, S. 108–116.

BAUMGART et al. 2018

BAUMGART, C.; HEIZER, V.; WEGENER, K.: *In-process workpiece based temperature measurement in cylindrical grinding*. Procedia CIRP 77 (2018) o. Nr., S. 42–45.

BAUR 2014

BAUR, M.: *Aktives Dämpfungssystem zur Ratterunterdrückung an spanenden Werkzeugmaschinen*. Dissertation, Technische Universität München (Forschungsberichte *iwb* – Band 290). München: Herbert Utz, 2014.

BESTE 2015

BESTE, D.: *Produktivität des Fräsens von Titan verdoppelt*. <<https://www.springerprofessional.de/fertigungstechnik/produktivitaet-des-fraesens-von-titan-verdoppelt/6593662>> (3.7.2015). Wiesbaden: Springer Professional, 2015.

BETTEN 2003

BETTEN, J.: *Finite Elemente für Ingenieure 1 – Grundlagen, Matrixmethoden, Elastisches Kontinuum*. 2. Aufl. Berlin: Springer, 2003.

BEUTNER et al. 2018

BEUTNER, M.; KADASHEVICH, I.; KARPUSCHEWSKI, B.; HALLE, T.: *Modeling, Simulation and Compensation of Thermal Effects in Gear Hobbing*. In: BIERMANN, D.; HOLLMANN, F. (Hrsg.): *Thermal Effects in Complex Machining Processes – Final Report of the DFG Priority Programme 1480*. Cham: Springer International, 2018, S. 347–367.

BIERMANN et al. 2011

BIERMANN, D.; PANTKE, K.; TILLMANN, W.; HERPER, J.: *Temperatursensoren für Zerspanungswerkzeuge*. wt Werkstattstechnik online 101 (2011) 6, S. 419–422.

BOOTHROYD 1963

BOOTHROYD, G.: *Temperatures in orthogonal metal cutting*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 177 (1963) 29, S. 789–810.

BRECHER & WECK 2017

BRECHER, C.; WECK, M.: *Werkzeugmaschinen Fertigungssysteme 2 – Konstruktion, Berechnung und messtechnische Beurteilung*. 9. Aufl. Berlin: Springer Vieweg, 2017.

BUDAK 2006

BUDAK, E.: *Analytical models for high performance milling. Part I: Cutting forces, structural deformations and tolerance integrity*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) 12–13, S. 1478–1488.

BUDAK et al. 1996

BUDAK, E.; ALTINTAŞ, Y.; ARMAREGO, E. J. A.: *Prediction of Milling Force Coefficients from Orthogonal Cutting Data*. Journal of Manufacturing Science and Engineering 118 (1996) 2, S. 216–224.

CARVALHO et al. 2006

CARVALHO, S. R.; LIMA E SILVA, S. M. M.; MACHADO, A. R.; GUIMARÃES, G.: *Temperature determination at the chip-tool interface using an inverse thermal model considering the tool and tool holder*. Journal of Materials Processing Technology 179 (2006) 1-3, S. 97–104.

CHO & SEO 2002

CHO, M. W.; SEO, T. I.: *Machining error compensation using radial basis function network based on CAD/CAM/CAI integration concept*. International Journal of Production Research 40 (2002) 9, S. 2159–2174.

COHEN 1988

COHEN, J.: *Statistical Power Analysis for the Behavioral Sciences*. 2. Aufl. U.S.A., New Jersey: Lawrence Erlbaum Associates, 1988.

DAVIES et al. 2007

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 56 (2007) 2, S. 581–604.

DAWSON & MALKIN 1984

DAWSON, P. R.; MALKIN, S.: *Inclined Moving Heat Source Model for Calculating Metal Cutting Temperatures*. Journal of Engineering for Industry 106 (1984) 3, S. 179–186.

DEGNER et al. 2015

DEGNER, W.; LUTZE, H.; SMEJKAL, E.: *Spanende Formung – Theorie, Berechnung, Richtwerte*. 17. Aufl. München: Carl Hanser, 2015.

DEL SOL et al. 2019

DEL SOL, I.; RIVERO, A.; DE LACALLE, L. N. L.; GAMEZ, A. J.: *Thin-Wall Machining of Light Alloys: A Review of Models and Industrial Approaches*. Materials 12 (2019) 12, S. 1–28.

DENKENA & TÖNSHOFF 2011

DENKENA, B.; TÖNSHOFF, H. K.: *Spanen – Grundlagen*. 3. Aufl. Berlin: Springer, 2011.

DENKENA et al. 2012

DENKENA, B.; AMMERMANN, C.; NIEDERWESTBERG, D.: *Development of a Calorimeter to Determine the Chip Heat in Drilling of C45EN*. Key Engineering Materials 504–506 (2012) o. Nr., S. 1341–1346.

DENKENA et al. 2013

DENKENA, B.; SCHMIDT, A.; HENJES, J.; NIEDERWESTBERG, D.; NIEBUHR, C.: *Modeling a Thermomechanical NC-Simulation*. Procedia CIRP 8 (2013) o. Nr., S. 69–74.

DÉPINCÉ & HASCOËT 2006a

DÉPINCÉ, P.; HASCOËT, J.-Y.: *Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 1. Prediction of milled surfaces*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) 9, S. 937–944.

DÉPINCÉ & HASCOËT 2006b

DÉPINCÉ, P.; HASCOËT, J.-Y.: *Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 2. Compensation of tool deflection*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) 9, S. 945–956.

DEPPERMAN et al. 2014

DEPPERMAN, M.; PULS, H.; KNEER, M. E.; KLOCKE, R.: *Experimental investigation of the work piece temperatures in dry orthogonal metal turning*. In: YOSHIDA, H.; KUNUGI, T. (Hrsg.): *Proceedings of the 15th International Heat Transfer Conference*. Kyoto, 10.-15.08.2014, S. 5071–5079.

DIN 4760 1982

DIN 4760: *Gestaltabweichungen – Begriffe, Ordnungssystem*. Berlin: Beuth, 1982.

DIN 6529 1992

DIN 6529: *Vollhartmetall-Schaftfräser mit Zylinderschaft – Technische Lieferbedingungen*. Berlin: Beuth, 1992.

DIN 6580 1985

DIN 6580: *Begriffe der Zerspantechnik – Bewegungen und Geometrie des Zerspangsvorganges*. Berlin: Beuth, 1985.

DIN 6581 1985

DIN 6581: *Begriffe der Zerspantechnik – Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeuges*. Berlin: Beuth, 1985.

DIN 6582 1988

DIN 6582: *Begriffe der Zerspantechnik – Ergänzende Begriffe am Werkzeug, am Schneidkeil und an der Schneide*. Berlin: Beuth, 1988.

Literaturverzeichnis

DIN 8580 2003

DIN 8580: *Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung*. Berlin: Beuth, 2003.

DIN 8589-3 2003

DIN 8589-3: *Fertigungsverfahren Spanen – Teil 3: Fräsen; Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Berlin: Beuth, 2003.

DIN ISO 16290 2014

DIN ISO 16290: *Raumfahrtsysteme – Definition des Technologie-Reifegrades (TRL) und der Beurteilungskriterien*. Berlin: Beuth, 2014.

DOGU et al. 2006

DOGU, Y.; ASLAN, E.; CAMUSCU, N.: *A numerical model to determine temperature distribution in orthogonal metal cutting*. Journal of Materials Processing Technology 171 (2006) 1, S. 1–9.

DOW et al. 2004

DOW, T. A.; MILLER, E. L.; GARRARD, K.: *Tool force and deflection compensation for small milling tools*. Precision Engineering 28 (2004) 1, S. 31–45.

EICHLER & EICHLER 1998

EICHLER, J.; EICHLER, H. J.: *Laser – Bauformen, Strahlführung, Anwendung*. Berlin: Springer, 1998.

ENGEL 2018

ENGEL, J.: *Anwendungsorientierte Mathematik: Von Daten zur Funktion – Eine Einführung in die mathematische Modellbildung für Lehramtstudierende*. 2. Aufl. Berlin: Springer, 2018.

FAHRMEIR et al. 2009

FAHRMEIR, L.; KNEIB, T.; LANG, S.: *Regression – Modelle, Methoden und Anwendungen*. 2. Aufl. Berlin: Springer, 2009.

FISHER 1935

FISHER, R. A.: *The Design of Experiments*. Schottland, Edinburgh: Oliver & Boyd, 1935.

FRĄCKOWIAK et al. 2010

FRĄCKOWIAK, A.; BOTKIN, N. D.; CIAŁKOWSKI, M.; HOFFMANN, K.-H.: *A fitting algorithm for solving inverse problems of heat conduction*. International Journal of Heat and Mass Transfer 53 (2010) 9–10, S. 2123–2127.

GANG 2009

GANG, L.: *Study on deformation of titanium thin-walled part in milling process*. Journal of Materials Processing Technology 209 (2009) 6, S. 2788–2793.

GRZESIK 2006

GRZESIK, W.: *Determination of temperature distribution in the cutting zone using hybrid analytical-FEM technique*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) 6, S. 651–658.

GUIMU et al. 2003

GUIMU, Z.; CHAO, Y.; CHEN, S. R.; LIBAO, A.: *Experimental study on the milling of thin parts of titanium alloy (TC4)*. Journal of Materials Processing Technology 138 (2003) 1–3, S. 489–493.

HADAMARD 1923

HADAMARD, J.: *Lectures on Cauchy's Problem in Linear Partial Differential Equations*. U.S.A., New Haven: Yale University, 1923.

HAHN 1951

HAHN, R. S.: *On the temperature developed at the shear plane in the metal cutting process*. Proceedings of First U.S. National Congress of Applied Mechanics (1951) o. Nr., S. 661–666.

HEISEL et al. 2009a

HEISEL, U.; KRIVORUCHKO, D. V.; ZALOKA, W. A.; STORCHAK, M.; STEHLE, T.: *Thermomechanische Materialmodelle zur Modellierung von Zerspanprozessen*. ZWF 104 (2009) 6, S. 482–491.

HEISEL et al. 2009b

HEISEL, U.; KRIVORUCHKO, D. V.; ZALOKA, W. A.; STORCHAK, M.; STEHLE, T.: *Thermomechanische Wechselwirkungen beim Zerspanen*. ZWF 104 (2009) 4, S. 263–272.

HEISEL et al. 2014

HEISEL, U.; KLOCKE, F.; UHLMANN, E.; SPUR, G.: *Handbuch Spanen*. München: Carl Hanser, 2014.

HERWIG 2000

HERWIG, H.: *Wärmeübertragung A-Z – Systematische und ausführliche Erläuterungen wichtiger Größen und Konzepte*. Berlin: Springer, 2000.

HINSCH & OLTHOFF 2013

HINSCH, M.; OLTHOFF, J.: *Impulsgeber Luftfahrt – Industrial Leadership durch luftfahrtspezifische Aufbau- und Ablaufkonzepte*. Berlin: Springer, 2013.

HONG & LO 2000

HONG, K. K.; LO, C. Y.: *An inverse analysis for the heat conduction during a grinding process*. Journal of Materials Processing Technology 105 (2000) 1–2, S. 87–94.

HYPERMESH 2019

HYPERMESH: *Herstellerlogo*. <<http://www.altairhyperworks.com>> (27.9.2019). U.S.A., Troy: Altair Engineering Inc., 2019.

JAEGER 1942

JAEGER, J. C.: *Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts*. Proceedings Royal Society of NSW 76 (1942) o. Nr., S. 203–224.

JAWAHIR & WANG 2007

JAWAHIR, I. S.; WANG, X.: *Development of hybrid predictive models and optimization techniques for machining operations*. Journal of Materials Processing Technology 185 (2007) 1–3, S. 46–59.

JOLIET et al. 2013

JOLIET, R.; BYFUT, A.; KERSTING, P.; SCHRÖDER, A.; ZABEL, A.: *Validation of a Heat Input Model for the Prediction of Thermomechanical Deformations during NC Milling*. Procedia CIRP 8 (2013) o. Nr., S. 403–408.

JOULE 1850

JOULE, J. P.: *On the Mechanical Equivalent of Heat*. Philosophical Transactions of the Royal Society of London 140 (1850) o. Nr., S. 61–82.

KARPAT & ÖZEL 2006a

KARPAT, Y.; ÖZEL, T.: *Predictive Analytical and Thermal Modeling of Orthogonal Cutting Process – Part I: Predictions of Tool Forces, Stresses, and Temperature Distributions*. Journal of Manufacturing Science and Engineering 128 (2006) 2, S. 435–444.

KARPAT & ÖZEL 2006b

KARPAT, Y.; ÖZEL, T.: *Predictive Analytical and Thermal Modeling of Orthogonal Cutting Process – Part II: Effect of Tool Flank Wear on Tool Forces, Stresses, and Temperature Distributions*. Journal of Manufacturing Science and Engineering 128 (2006) 2, S. 445–453.

KLEIN 2011

KLEIN, B.: *Leichtbau-Konstruktion: Berechnungsgrundlagen und Gestaltung*. 9. Aufl. Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2011.

KLOCKE et al. 1996

KLOCKE, F.; KÖNIG, W.; GERSCHWILER, K.: *Advanced Machining of Titanium and Nickel-Based Alloys*. In: KULJANIC, E. (Hrsg.): *Advanced Manufacturing Systems and Technology*. International Centre for Mechanical Sciences (Courses and Lectures). Wien: Springer, 1996, S. 7–21.

KLOCKE et al. 2002

KLOCKE, F.; BECK, T.; HOPPE, S.; KRIEG, T.; MÜLLER, N.; NÖTHER, T.; RA-EDT, H.-W.; SWEENEY, K.: *Examples of FEM application in manufacturing technology*. Journal of Materials Processing Technology 120 (2002) 1–3, S. 450–457.

KLOCKE et al. 2013

KLOCKE, F.; LUNG, D.; PULS, H.: *FEM-Modelling of the thermal workpiece deformation in dry turning*. Procedia CIRP 8 (2013) o. Nr., S. 240–245.

KLOCKE et al. 2018

KLOCKE, F.; KNEER, R.; BURGHOLD, M.; DEPPERMAN, M.; PENG, B.; PULS, H.: *Modelling and Compensation of Thermoelastic Workpiece Deformation in Dry Cutting*. In: BIERMANN, D.; HOLLMANN, F. (Hrsg.): *Thermal Effects in Complex Machining Processes – Final Report of the DFG Priority Programme 1480*. Cham: Springer International, 2018, S. 63–94.

KOMANDURI & HOU 2000

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 42 (2000) 9, S. 1715–1752.

KOMANDURI & HOU 2001a

KOMANDURI, R.; HOU, Z. B.: *Thermal modeling of the metal cutting process – Part II: Temperature rise distribution due to frictional heat source at the tool-chip interface*. International Journal of Mechanical Sciences 43 (2001) 1, S. 57–88.

KOMANDURI & HOU 2001b

KOMANDURI, R.; HOU, Z. B.: *Thermal modeling of the metal cutting process – Part III: Temperature rise distribution due to the combined effects of shear plane heat source and the tool-chip interface frictional heat source*. International Journal of Mechanical Sciences 43 (2001) 1, S. 89–107.

KÖNIG 2008

KÖNIG, W.: *Fertigungsverfahren 1 – Drehen, Fräsen, Bohren*. 8. Aufl. Berlin: Springer, 2008.

KOUVARITAKIS & CANNON 2016

KOUVARITAKIS, B.; CANNON, M.: *Model Predictive Control – Classical, Robust and Stochastic*. Cham: Springer International, 2016.

KRONENBERG 1966

KRONENBERG, M.: *Machining Science and Application: Theory and Practice for Operation and Development of Machining Processes*. England, Oxford: Pergamon, 1966.

LANGHORST 2015

LANGHORST, M.: *Beherrschung von Schweißverzug und Schweißelastizität*. Dissertation, Technische Universität München (Forschungsberichte *iwb* – Band 309). München: Herbert Utz, 2015.

LAW & GEDDAM 2001

LAW, K. M. Y.; GEDDAM, A.: *Prediction of contour accuracy in the end milling of pockets*. Journal of Materials Processing Technology 113 (2001) 1–3, S. 399–405.

LAW & GEDDAM 2003

LAW, K. M. Y.; GEDDAM, A.: *Error compensation in the end milling of pockets: a methodology*. Journal of Materials Processing Technology 139 (2003) 1–3, S. 21–27.

LAW et al. 1999

LAW, K. M. Y.; GEDDAM, A.; OSTAFIEV, V. A.: *A process-design approach to error compensation in the end milling of pockets*. Journal of Materials Processing Technology 89-90 (1999) o. Nr., S. 238–244.

LAZOGLU & ALTINTAŞ 2002

LAZOGLU, I.; ALTINTAŞ, Y.: *Prediction of tool and chip temperature in continuous and interrupted machining*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 42 (2002) 9, S. 1011–1022.

LAZOGLU et al. 2008

LAZOGLU, I.; ULUTAN, D.; DINC, C.: *3D Temperature Fields in Machining*. In: BYRNE, G.; O'DONNELL, G. E. (Hrsg.): *Proceedings of the 3rd International CIRP High Performance Cutting Conference*. Dublin, 12.-13.06.2008, o. S.

LE COZ et al. 2012

LE COZ, G.; MARINESCU, M.; DEVILLEZ, A.; DUDZINSKI, D.; VELNOM, L.: *Measuring temperature of rotating cutting tools: Application to MQL drilling and dry milling of aerospace alloys*. Applied Thermal Engineering 36 (2012) o. Nr., S. 434–441.

LEONE 1954

LEONE, W. C.: *Distribution of shear-zone heat in metal cutting*. Transactions of ASME 76 (1954) o. Nr., S. 121–125.

LIN 1995

LIN, J.: *Inverse Estimation of the Tool-Work Interface Temperature in End Milling*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 35 (1995) 5, S. 751–760.

LIN et al. 2013

LIN, S.; PENG, F.; WEN, J.; LIU, Y.; YAN, R.: *An investigation of workpiece temperature variation in end milling considering flank rubbing effect*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 73 (2013) o. Nr., S. 71–86.

LOEHE & ZAEH 2014

LOEHE, J.; ZAEH, M. F.: *A New Approach to Build a Heat Flux Model of Milling Processes*. Procedia CIRP 24 (2014) o. Nr., S. 7–12.

LOEHE et al. 2012

LOEHE, J.; ZAEH, M. F.; ROESCH, O.: *In-Process Deformation Measurement of Thin-walled Workpieces*. Procedia CIRP 1 (2012) o. Nr., S. 546–551.

LOEHE et al. 2016

LOEHE, J.; WIMMER, W.; HAIRER, M.; ZAEH, M. F.: *An Experimental Study on the Deformation Behavior of Thin-Walled Workpieces*. In: AKKÖK, M.; BARANOĞLU, B.; KILIÇ, S. E.; ÖZŞAHİN, O. (Hrsg.): *Proceedings of the 17th International Conference on Machine Design and Production*. Bursa, 12.-15.07.2016, o. S.

LOEWEN & SHAW 1954

LOEWEN, E. G.; SHAW, M. C.: *On the analysis of cutting tool temperatures*. Transactions of ASME 71 (1954) o. Nr., S. 217–231.

LÖFBERG 2004

LÖFBERG, J.: *YALMIP: A Toolbox for Modeling and Optimization in MATLAB*. In: *Proceedings of the IEEE International Symposium on Computer Aided Control Systems Design*. Taipei, 02.-04.09.2004, S. 284–289.

LÖFBERG 2009

LÖFBERG, J.: *Pre- and post-processing sum-of-squares programs in practice*. IEEE Transactions on Automatic Control 54 (2009) 5, S. 1007–1011.

LUCESI & COELHO 2012

LUCESI, V. M.; COELHO, R. T.: *An inverse method to estimate the moving heat source in machining process*. Applied Thermal Engineering 45-46 (2012) o. Nr., S. 64–78.

MATLAB 2019

MATLAB: *Herstellerlogo*. <<https://de.mathworks.com>> (27.9.2019). U.S.A., Natick: The MathWorks Inc., 2019.

MING et al. 2003

MING, C.; FANGHONG, S.; HAILI, W.; RENWEI, Y.; ZHENGHONG, Q.; SHU-QIAO, Z.: *Experimental research on the dynamic characteristics of the cutting temperature in the process of high-speed milling*. Journal of Materials Processing Technology 138 (2003) 1–3, S. 468–471.

MORIWAKI et al. 1993

MORIWAKI, T.; SUGIMURA, N.; LUAN, S.: *Combined Stress, Material Flow and Heat Analysis of Orthogonal Micromachining of Chopper*. CIRP Annals – Manufacturing Technology 42 (1993) 1, S. 75–78.

MSC 2019

MSC: *Herstellerlogo*. <<http://www.mscsoftware.com>> (27.9.2019). U.S.A., Newport Beach: MSC Software Corporation, 2019.

MÜLLER-WIESNER 2010

MÜLLER-WIESNER, D.: *Innovationsdynamik und langfristige Wachstumspotentiale machen die Luftfahrtindustrie zu einer Schlüsselbranche des industriellen Strukturwandels*. ifo Schnelldienst 63 (2010) 7, S. 17–22.

MÜLLER 2004

MÜLLER, B.: *Thermische Analyse des Zerspanens metallischer Werkstoffe bei hohen Schnittgeschwindigkeiten*. Dissertation, Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen. Aachen: Publikationsserver der RWTH Aachen University, 2004.

MYSQL 2019

MYSQL: *Herstellerlogo*. <<http://www.mysql.com>> (27.9.2019). U.S.A., Cupertino: Oracle Corporation, 2019.

NING et al. 2003

NING, H.; ZHIGANG, W.; CHENGYU, J.; BING, Z.: *Finite element method analysis and control stratagem for machining deformation of thin-walled components*. Journal of Materials Processing Technology 139 (2003) 1–3, S. 332–336.

ÖZEL & ALTAN 2000

ÖZEL, T.; ALTAN, T.: *Process simulation using finite element method – prediction of cutting forces, tool stresses and temperatures in high-speed flat end milling*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 40 (2000) 5, S. 713–738.

Literaturverzeichnis

OZISIK & ORLANDE 2000

OZISIK, N. M.; ORLANDE, H. R. B.: *Inverse Heat Transfer: Fundamentals and Applications*. U.S.A., Boca Raton: CRC, 2000.

POLYTEC 2016

POLYTEC: *Datenblatt OFV-5000 Vibrometer Controller*. Waldbronn: Polytec GmbH, 2016.

POLYTEC 2018

POLYTEC: *Datenblatt OFV-505 Messkopf*. Waldbronn: Polytec GmbH, 2018.

POLYTEC 2019a

POLYTEC: *Produktbild OFV-505 Messkopf und OFV-5000 Vibrometer Controller*. <<http://www.polytec.com/de/vibrometrie/produkte/einpunkt-vibrometer/ofv-5000-modulares-vibrometer/>> (17.8.2019). Waldbronn: Polytec GmbH, 2019.

POLYTEC 2019b

POLYTEC: *Verfahren der Laservibrometrie*. <<http://www.polytec.com/de/vibrometrie/technologie/>> (17.8.2019). Waldbronn: Polytec GmbH, 2019.

PULS et al. 2011

PULS, H.; KLOCKE, F.; LUNG, D.; SCHLOSSER, R.; FRANK, P.; PRATURLON, A. H.: *FEA-methodology for the prediction of aluminium thin walled part deformation in dry milling operations*. *Advanced Materials Research* 223 (2011) o. Nr., S. 662–670.

RAI & XIROUCHAKIS 2008

RAI, J. K.; XIROUCHAKIS, P.: *Finite element method based machining simulation environment for analyzing part errors induced during milling of thin-walled components*. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 48 (2008) 6, S. 629–643.

RAI & XIROUCHAKIS 2009

RAI, J. K.; XIROUCHAKIS, P.: *FEM-based prediction of workpiece transient temperature distribution and deformations during milling*. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 42 (2009) 5–6, S. 429–449.

RAI et al. 2008

RAI, J. K.; VILLEDIEU, L.; XIROUCHAKIS, P.: *Mill-cut: a neural network system for the prediction of thermo-mechanical loads induced in end-milling operations*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 37 (2008) 3–4, S. 256–264.

RAO & RAO 2006

RAO, V. S.; RAO, P. V. M.: *Tool deflection compensation in peripheral milling of curved geometries*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) 15, S. 2036–2043.

RAPP 2017

RAPP, B. E.: *Microfluidics: Modelling, Mechanics and Mathematics*. England, Oxford: Elsevier, 2017.

REINECKE & SCHMERER 2018

REINECKE, A.; SCHMERER, H.-J.: *Made in China 2025 – von der Werkbank der Welt zum Hochtechnologieführer*. ifo Schnelldienst 71 (2018) 14, S. 12–14.

RÖSCH 2014

RÖSCH, O.: *Steigerung der Arbeitsgenauigkeit bei der Fräsbearbeitung metallischer Werkstoffe mit Industrierobotern*. Dissertation, Technische Universität München (Forschungsberichte *iwb* – Band 302). München: Herbert Utz, 2014.

ROSSOW et al. 2014

ROSSOW, C.; WOLF, K.; HORST, P.: *Handbuch der Luftfahrzeugtechnik*. München: Carl Hanser, 2014.

SANDVIK 2022

SANDVIK: *Lösungen für die kosteneffektive und hoch qualitative Bearbeitung von Fahrwerksträgern für die Luftfahrt*. <<https://www.sandvik.coromant.com/de-de/industrysolutions/aerospace/titanium/pages/landing-gear-beam.aspx>> (19.2.2022). Düsseldorf: Sandvik Tooling Deutschland, 2022.

SCHAAL et al. 2015

SCHAAL, N.; KUSTER, F.; WEGENER, K.: *Springback in metal cutting with high cutting speeds*. Procedia CIRP 31 (2015) o. Nr., S. 24–28.

SCHINDLER et al. 2013

SCHINDLER, S.; ZIMMERMANN, M.; AURICH, J. C.; STEINMANN, P.: *Modeling deformations of the workpiece and removal of material when turning*. Procedia CIRP 8 (2013) o. Nr., S. 39–44.

SCHULZE et al. 2009

SCHULZE, V.; PABST, R.; MICHNA, J.; HAUER, T.: *Thermische Belastung beim Stirnplanfräsen*. wt Werkstattstechnik online 99 (2009) 4, S. 281–286.

SCHULZE et al. 2010

SCHULZE, V.; MICHNA, J.; PABST, R.: *Mathematische Modellierung des Wärmeeintrags beim Fräsen*. wt Werkstattstechnik online 100 (2010) 1–2, S. 62–66.

SCHWARZ 2010

SCHWARZ, F.: *Simulation der Wechselwirkungen zwischen Prozess und Struktur bei der Drehbearbeitung*. Dissertation, Technische Universität München (Forschungsberichte iwv – Band 242). München: Herbert Utz, 2010.

SCIPPA et al. 2014

SCIPPA, A.; GROSSI, N.; CAMPATELLI, G.: *FEM based cutting velocity selection for thin walled part machining*. Procedia CIRP 14 (2014) o. Nr., S. 287–292.

SHAW 2005

SHAW, M. C.: *Metal Cutting Principles*. 2. Aufl. U.S.A., New York: Oxford University, 2005.

SIEBERTZ et al. 2010

SIEBERTZ, K.; VAN BEBBER, D.; HOCHKIRCHEN, T.: *Statistische Versuchsplanung – Design of Experiments (DoE)*. Berlin: Springer, 2010.

SIGRIST 2018

SIGRIST, M. W.: *Laser: Theorie, Typen und Anwendungen*. 8. Aufl. Berlin: Springer Spektrum, 2018.

SMITH et al. 2007

SMITH, S.; WOODY, B.; ZIEGERT, J.; HUANG, Y.: *Deformation Machining – A New Hybrid Process*. CIRP Annals – Manufacturing Technology 56 (2007) 1, S. 281–284.

SOEMERS 2008

SOEMERS, M.: *Numerical methods for the solution of a three-dimensional anisotropic inverse heat conduction problem*. Dissertation, Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen. Aachen: Publikationsserver der RWTH Aachen University, 2008.

SÖLTER & GULPAK 2012

SÖLTER, J.; GULPAK, M.: *Heat partitioning in dry milling of steel*. CIRP Annals – Manufacturing Technology 61 (2012) 1, S. 87–90.

SÖLTER et al. 2012

SÖLTER, J.; GULPAK, M.; BRINKSMEIER, E.: *Modellentwicklung zur Minimierung von Geometrieabweichungen in der Trockenbearbeitung*. ZWF 107 (2012) 4, S. 224–228.

SÖLTER et al. 2018

SÖLTER, J.; FROHMÜLLER, R.; WIRBSER, H.: *Temperature Measurements and Heat Partitioning in Machining Processes*. In: BIERMANN, D.; HOLLMANN, F. (Hrsg.): *Thermal Effects in Complex Machining Processes – Final Report of the DFG Priority Programme 1480*. Cham: Springer International, 2018, S. 5–21.

STEPHENSON & AGAPIOU 2016

STEPHENSON, D. A.; AGAPIOU, J. S.: *Metal Cutting Theory and Practice*. 3. Aufl. U.S.A., Boca Raton: CRC, 2016.

TAI et al. 2012

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 134 (2012) 1, o. S.

TAKEUCHI et al. 1982

TAKEUCHI, Y.; SAKAMOTO, M.; SATA, T.: *Improvement in the working accuracy of an NC lathe by compensating for thermal expansion*. Precision Engineering 4 (1982) 1, S. 19–24.

TAY et al. 1974

TAY, A. E.; STEVENSON, M. G.; DEVAHL, D. G.: *Using the finite element method to determine temperature distribution in orthogonal machining*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 188 (1974) o. Nr., S. 627–638.

THOMPSON 1798

THOMPSON, B.: *An Inquiry Concerning the Source of the Heat which is Excited by Friction*. Philosophical Transactions of the Royal Society of London 88 (1798) o. Nr., S. 80–102.

TRENT & WRIGHT 2000

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K.: *Metal Cutting*. 4. Aufl. U.S.A., Boston: Butterworth-Heinemann, 2000.

TRIGGER & CHAO 1950

TRIGGER, K. J.; CHAO, B. T.: *An Analytical Evaluation of Metal Cutting Temperatures*. Transactions of ASME 73 (1950) o. Nr., S. 57–68.

VAN LUTTERVELT et al. 1998

VAN LUTTERVELT, C. A.; CILDS, T. H. C.; JAWAHIR, I. S.; KLOCKE, F.: *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 47 (1998) 2, S. 587–626.

VERNAZA-PEÑA et al. 2002

VERNAZA-PEÑA, K. M.; MASON, J. J.; LI, M.: *Experimental study of the temperature field generated during orthogonal machining of an aluminium alloy*. Experimental Mechanics 42 (2002) o. Nr., S. 221–229.

WAN et al. 2008

WAN, M.; ZHANG, W. H.; TAN, G.; QIN, G. H.: *Systematic simulation procedure of peripheral milling process of thin-walled workpiece*. Journal of Materials Processing Technology 197 (2008) 1–3, S. 122–131.

WARNECKE 1974

WARNECKE, G.: *Fertigungstechnische Berichte – Spanbildung bei metallischen Werkstoffen*. Bd. 2. Gräfelfing bei München: Technischer Verlag Resch, 1974.

WEGENER et al. 2016

WEGENER, K.; WEIKERT, S.; MAYR, J.: *Age of Compensation – Challenge and Chance for Machine Tool Industry*. International Journal of Automation Technology 10 (2016) 4, S. 609–623.

WEINERT & LOICHINGER 2002

WEINERT, K.; LOICHINGER, A.: *Prozessoptimierung thermisch bedingter Bauteil deformation*. wt Werkstattstechnik online 92 (2002) 5, S. 259–263.

WIMMER & ZAEH 2018

WIMMER, S.; ZAEH, M. F.: *The Prediction of Surface Error Characteristics in the Peripheral Milling of Thin-Walled Structures*. Journal of Manufacturing and Materials Processing 2 (2018) 13, S. 1–13.

WIMMER et al. 2018a

WIMMER, S.; ELLINGER, J.; ZAEH, M. F.: *A cutting force model for finishing processes using helical end mills with significant runout*. Production Engineering 12 (2018) 6, S. 703–714.

WIMMER et al. 2018b

WIMMER, S.; LOEHE, J.; ZAEH, M. F.: *Coupling Analytical and Numerical Models to Simulate Thermomechanical Interaction During the Milling Process of Thin-Walled Workpieces*. In: BIERMANN, D.; HOLLMANN, F. (Hrsg.): *Thermal Effects in Complex Machining Processes – Final Report of the DFG Priority Programme 1480*. Cham: Springer International, 2018, S. 321–346.

WIMMER et al. 2019

WIMMER, S.; HUNYADI, P.; ZAEH, M. F.: *A numerical approach for the prediction of static surface errors in the peripheral milling of thin-walled structures*. Production Engineering 13 (2019) 3–4, S. 479–488.

A Anhang

A.1 Zerspankraftmodell

A.1.1 Allgemeines

Für das Modell wurde auf einen semi-analytischen Ansatz aus der Literatur zurückgegriffen, dessen Zerspankraftkoeffizienten mit gemessenen Zerspankräften kalibriert wurden.

Die Messung und Modellierung der Zerspankräfte wurden im Rahmen einer Studienarbeit⁸⁵ untersucht. Weiterführende Abhandlungen und Erweiterungen zum hinterlegten Zerspankraftmodell können den Veröffentlichungen von WIMMER & ZAEH (2018), WIMMER et al. (2018a) und WIMMER et al. (2019) entnommen werden.

A.1.2 Empirische Ermittlung der Zerspankräfte

A.1.2.1 Versuchsaufbau

Die Rahmenbedingungen für die Versuche wurden analog zu denen der Deformationsmessung gewählt. Die entsprechenden Prozessdefinitionen und das Werkzeug sind in Abschnitt 5.3 und eine Beschreibung der Versuchsmaschine, des Virtumat, in Abschnitt 6.2.1 vorzufinden. Einzig für den Arbeitseingriff a_e und die Schnitttiefe a_p wurde auf einen breiteren Wertebereich zurückgegriffen (Tabelle A.1).

⁸⁵ J. Ellinger: Prozesskräfte bei der Fräsbearbeitung mit geringem Arbeitseingriff (*Verzeichnis betreuter Studienarbeiten*)

Prozessgröße	Werte			Einheit	
	-	0	+		
a_p	2	6	10	mm	
a_e	0,1	0,3	0,5	0,7	mm
v_c	140	170	200	m min^{-1}	
f_z	0,1	0,14	0,18	mm	

Tabella A.1: Definition und Variationsbereich der Prozessgrößen für die Zerspankraftmessung

A.1.2.2 Versuchsdurchführung

Die Prozessgrößen wurden nach einem vollfaktoriellen Versuchsplan verteilt, randomisiert und pro Versuch jeweils zweimal wiederholt, woraus sich eine Gesamtanzahl von 324 Messungen ergab. Um die Zerspankräfte isoliert ohne Einfluss einer ausweichenden dünnwandigen Struktur betrachten zu können, wurden die Messungen an vergleichsweise steifen Proben mit den Abmessungen $80 \times 40 \times 40$ mm mit einer Kraftmessplattform der Firma Kistler⁸⁶ bei einer Abtastfrequenz von 20 kHz vorgenommen.

A.1.2.3 Versuchsauswertung und -ergebnis

Ein exemplarisches Ergebnis einer solchen Messung ist in Abbildung A.1 für die x - und y -Komponente der Zerspankraft dargestellt.

Die gemessenen Rohdaten (*ungefiltert*) unterliegen einer deutlichen, dem eigentlichen Kraftverlauf überlagerten hochfrequenten Schwingung. Diese lässt sich auf das dynamische Verhalten der Kraftmessplattform zurückführen, deren Eigenfrequenz je nach Raumrichtung im Frequenzbereich von 1000 bis 1100 Hz liegt. Besonders für die hier gewählten Eingriffsszenarien, bei denen zeitweise kein Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück und somit keine Prozessdämpfung vorliegt (Abschnitt 6.3.2), tritt dieser Effekt verstärkt auf. Zur Eliminierung wurde ein Filteraufbau aus Kalman-Filter, Rauch-Tung-Striebel-(RTS)-Smoother und Vorwärts-Rückwärts-Tiefpassfilter gewählt. Diese Filterstrategie schätzt das Streckenverhalten zwischen den aufgeprägten (Eingang) sowie den gemessenen (Ausgang) Zerspankräften und kann das dynamische Verhalten der

⁸⁶ Typ des Dynamometers: Kistler 9257A; Typ des Ladungsverstärkers: Kistler 5011B

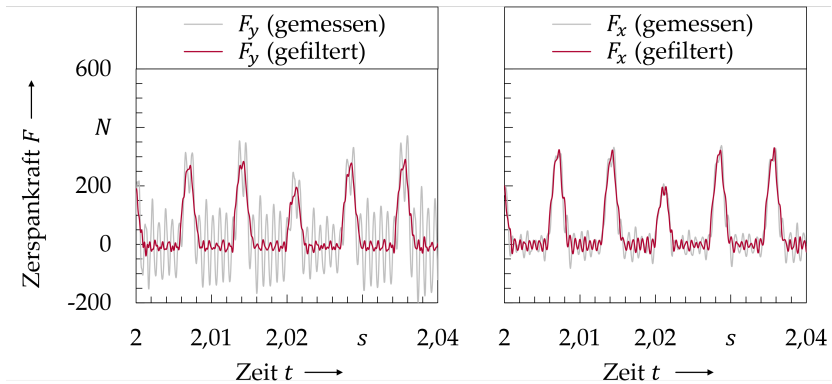


Abbildung A.1: Exemplarischer Verlauf der Zerspankräfte in y -Richtung (links) und x -Richtung (rechts); mit der farblichen Kennzeichnung wird jeweils zwischen dem gemessenen und dem um das dynamische Verhalten der Kraftmessplattform bereinigten Verlauf unterschieden

Kraftmessplattform aus dem gemessenen Signal herausfiltern⁸⁷. Das Ergebnis der Filterung ist in Abbildung A.1 für die Kraftverläufe in zwei Raumrichtungen visualisiert. Auf diese Weise gemessene Kräfte dienen als Grundlage für die Modellbildung.

Des Weiteren unterscheiden sich die den einzelnen Zähnen zuordenbaren Kraftverläufe in ihrer Ausprägung. Dieses Verhalten ist primär auf eine leichte Exzentrizität des Werkzeugs, herstellungsbedingte Unterschiede der Schneidengeometrie und ungleichmäßiges Verschleißverhalten zurückführbar. Bei der Modellbildung wurde dieser Unterschied durch eine Mittelung der gemessenen Zerspankräfte über die drei Zahneingriffe kompensiert.

Aufbauend auf den gemessenen Zerspankraftkomponenten kann im Folgenden die Erstellung eines Zerspankraftmodells erfolgen.

A.1.3 Modellbildung

Für die Modellierung der Zerspankräfte wurde auf einen Ansatz nach BUDAK (2006) zurückgegriffen. Um den Drallwinkel entlang der Werkzeugachse be-

⁸⁷ Eine Vertiefung der Filterstrategie beinhalten WIMMER & ZAEH (2018), WIMMER et al. (2018a) und WIMMER et al. (2019).

rücksichtigen zu können, sieht der Ansatz eine Berechnung der Kräfte für kleine Scheibenelemente des Werkzeugs (Diskretisierung entlang der Rotationsachse des Werkzeugs) vor:

$$\begin{aligned} F_{t,s}(\theta_{z_j}) &= K_t(\theta_{z_j}) \cdot h_c(\theta_{z_j}) \cdot h_{z,s}, \\ F_{r,s}(\theta_{z_j}) &= K_r(\theta_{z_j}) \cdot F_{t,s}(\theta_{z_j}), \\ F_{a,s}(\theta_{z_j}) &= K_a(\theta_{z_j}) \cdot F_{t,s}(\theta_{z_j}). \end{aligned} \quad (\text{A.1})$$

Hierbei repräsentieren $F_{t,s}$, $F_{r,s}$ und $F_{a,s}$ die tangentialen (t), radialen (r) und axialen (a) Kräfte am betrachteten Scheibenelement mit der Dicke $h_{z,s}$. Der Index s ist die Zählvariable der Scheibenelemente. K_t , K_r und K_a beschreiben die jeweils zugehörigen Zerspankraftkoeffizienten. Die Spannungsdicke h_c berechnet sich nach

$$h_c(\theta_{z_j}) = f_z \cdot \sin(\theta_{z_j}). \quad (\text{A.2})$$

Die Variable θ_{z_j} bezeichnet den Rotationswinkel des j -ten Zahns. Dieser ist für eine gedallte Werkzeugschneide in jedem der Scheibenelemente ein anderer. Der Ausgangspunkt und die Rotationsrichtung können Abbildung A.2 entnommen werden.

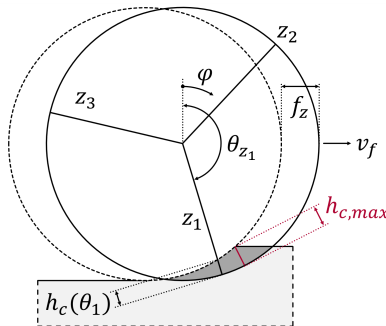


Abbildung A.2: Eingriffsbedingungen zwischen Werkzeug und Werkstück

Im Gegensatz zum herkömmlichen exponentiellen Ansatz nach BUDAK (2006) wurde der Zerspankraftkoeffizient aus den vorhergehend beschriebenen Messungen mittels Regression bestimmt, wobei lineare und quadratische Einflüsse der Prozessgrößen zugelassen wurden. Nach Elimination nicht-signifikanter Faktoren ergab sich ein Zerspankraftkoeffizient K_q mit $q = t, r, a$, der sich vom herkömmlichen exponentiellen Ansatz nur durch die Konstante k_0 unterscheidet.

det:

$$K_q(\theta_{z_j}) = k_0 + k_1 \cdot h_c^{-k_2}(\theta_{z_j}). \quad (\text{A.3})$$

Die mittels Regression bestimmten Konstanten k_0 , k_1 und k_2 zeigt Tabelle A.2.

	k_0	k_1	k_2	Einheit
K_t	85,74	906,36	0,29	N mm ⁻²
K_r	0,03	0,23	0,20	-
K_a	0,02	0,88	0,46	-

Tabelle A.2: Konstanten des exponentiellen Zerspankraftmodells

Für die Anwendung des Zerspankraftmodells im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden die in den Scheibenelementen wirkenden Anteile der Schnittkraft $F_{c,s}$ und der Vorschubkraft $F_{f,s}$ benötigt. Die zur Umrechnung erforderliche Transformation lautet:

$$\begin{aligned} F_{c,s} &= F_{t,s}, \\ F_{f,s} &= F_{r,s} \cdot \sin(\theta_{z_j}). \end{aligned} \quad (\text{A.4})$$

Durch die Form der Kopplung von Prozesswärmequellen- und Strukturmodell (Abschnitt 7.3.3) findet die Berechnung der insgesamt wirkenden Zerspankräfte F_c und F_f automatisch innerhalb der numerischen Simulationsumgebung (*Marc Mentat*[®]) statt und wird daher an dieser Stelle nicht weiter ausgeführt.

A.2 Funktionsweise des 1D-LDV

Die Technologie zur Messung von Deformationen mittels des Doppler-Effekts wird im Folgenden in Anlehnung an die Ausführungen des Herstellers (POLYTEC 2019b) beschrieben. Hierzu wird die Funktionsdarstellung auf der rechten Seite der Abbildung 6.3 aus Abschnitt 6.2.1 aufgegriffen.

Als Basis des Messprinzips dient ein *Helium-Neon-Laser (He-Ne-Laser)*⁸⁸, dessen Strahl von einem *Strahlteiler (ST)* (Abbildung 6.3, *ST 1*) in einen Messstrahl und einen Referenzstrahl aufgeteilt wird. Der Messstrahl trifft, durch eine Optik fokussiert, auf das Messobjekt. Von diesem wird der Strahl reflektiert und je nach Bewegungsrichtung des Objekts *gestaucht* oder *gestreckt*. Die hieraus resultierende Frequenzverschiebung f_{Δ} ist nach EICHLER & EICHLER (1998, S. 313) :

$$f_{\Delta} = \frac{2 \cdot v_{Obj}}{c} \cdot f_0 \cdot \cos(\xi) = \frac{2 \cdot v_{Obj}}{\Lambda}. \quad (\text{A.5})$$

Die Wellenlänge Λ berechnet sich hierbei aus dem Quotienten der Lichtgeschwindigkeit c und der Grundfrequenz f_0 der Lichtwelle. Ferner liegt die Annahme zugrunde, dass der Einfallswinkel- und Ausfallwinkel (ξ) der Lichtwelle gering sind und somit $\cos(\xi) \approx 1$ gilt.

Um den Wellenlängenunterschied f_{Δ} zwischen Mess- und Referenzstrahl elektronisch zu erfassen, wird die vom Objekt reflektierte Strahlung durch den *ST 2* (Abbildung 6.3) auf einen Detektor gelenkt und dort mit dem Referenzstrahl in Deckung gebracht. An der Stelle der Überlagerung ergibt sich im vorliegenden Fall zweier monochromatischer Wellen nach SIGRIST (2018, S. 12) eine Überlagerung (Interferenz) der Strahlungsintensitäten $I(s)$:

$$I(s) = I_1 + I_2 + 2\sqrt{I_1 \cdot I_2} \cdot \cos\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot s}{\Lambda}\right). \quad (\text{A.6})$$

Hierbei ist s die Weglängendifferenz zwischen Referenz- (Intensität I_1) und Messstrahl (Intensität I_2). Eine Bewegung des Messobjekts (Veränderung der Weglängendifferenz s) äußert sich auf dem Detektor in Form von Hell-Dunkel-Wechseln (Variation der Strahlungsintensität). Deren Frequenz entspricht der

⁸⁸ Daten der Laserquelle (POLYTEC 2018):

- Wellenlänge: 633 nm (unterer Bereich des sichtbaren roten Spektralbereiches)
- Schutzklasse: Klasse 2 ($< 1 \text{ mV CW}^{-1}$)

Frequenzverschiebung f_{Δ} und ist nach Gleichung A.5 direkt zur Geschwindigkeit des Objekts proportional. Für die Messung des Wegs werden die Hell-Dunkel-Wechsel gezählt⁸⁹. Da die Interferenz am Detektor lediglich Absolutbeträge der Geschwindigkeit und des Wegs ausgibt, ist ein weiterer Schritt notwendig, um auf die Bewegungsrichtung des Objekts schließen zu können. Die im Referenzstrahl befindliche *Braggzelle*⁹⁰ verschiebt die Frequenz des Referenzstrahls um einen festen Frequenzwert⁹¹. Diese Verschiebung schlägt sich als Modulationsfrequenz im Interferenzmuster auf dem Detektor nieder. Bewegungen des Objekts in Richtung des Messkopfs wirken sich durch diese Maßnahme in einer höheren als der modulierten Frequenz aus, entgegengesetzte Bewegungen in einer niedrigeren Frequenz. Eine Richtungsunterscheidung ist somit möglich.

Technisch setzt sich das *1D-LDV* aus einem Messkopf⁹² und einer Steuerung⁹³ zusammen. Letztere beinhaltet die Hardware zur Dekodierung der Detektorsignale in eine Geschwindigkeit (Geschwindigkeitsdekodierer) oder einen Weg (Wegdekodierer). In den vorliegenden Untersuchungen wurde aufgrund des Fokus auf die Deformation des Werkstücks ein digitaler Wegdekodierer⁹⁴ eingesetzt. Dessen Anwendung setzt den Einsatz eines digitalen Geschwindigkeitsdekodierers⁹⁵ voraus.

⁸⁹ Für den eingesetzten *He-Ne-Laser* entspricht ein Hell-Dunkel-Wechsel einem Objektweg von 316 nm, also genau der halben Wellenlänge des eingesetzten Lasers. Durch den Einsatz geeigneter Interpolationstechniken und entsprechende Dekoder-Einstellungen sind für das eingesetzte Vibrometer Weg-Auflösungen im pm-Bereich möglich. (POLYTEC 2019b)

⁹⁰ Bei einer Braggzelle handelt es sich um einen akustooptischen Modulator, der die Frequenz einfallenden Lichts verschieben kann.

⁹¹ Bei dem hier eingesetzten Vibrometer wird die Frequenz des Referenzstrahls um 40 MHz verschoben.

⁹² Typ: OFV-505
Konfiguration: OFV-LR
Die Konfiguration OFV-LR beschreibt das Objektiv des Messkopfs. LR steht hierbei für *long range*, also große Reichweite.

⁹³ Typ: OFV-5000

⁹⁴ Typ: DD-900

⁹⁵ Typ: VD09

A.3 Versuchsplan der Deformationsmessungen

Im Folgenden ist die Versuchsdurchführung (aus Kapitel 6 und Abschnitt 9.2.1) dokumentiert.

Unter der Spaltenbezeichnung *Vers.-Nr.* wird die Versuchsnummer des jeweiligen Versuchs geführt. Mit der Spalte *Folge* ist hingegen die Reihenfolge der Versuchsdurchführung (nach Randomisierung) nummeriert. Entsprechend der Ausführungsreihenfolge und dem Tauschzyklus der Werkzeuge (Abschnitt 6.2.2) ergibt sich die Zuordnung eines Werkzeugs, hier in der Spalte *Nr.* Der größte Radius des Werkzeugs wurde vor Versuchsdurchführung gemessen und ist in der Spalte $d_F/2$ eingetragen. Zuletzt wird in der Spalte *Aussch.* der im Rahmen der empirischen Modellierung (Abschnitt 9.2.1) identifizierte Ausschuss gekennzeichnet.

Identifikation		Prozessgröße			Werkzeug		Aussch.
Vers.-Nr.	Folge	v_c	f_z	a_e	Nr.	$\frac{d_F}{2}$	-
		m min ⁻¹	mm	mm	-	mm	-
1	77	140	0,1	0,2	17	7,954	✓
2	5	140	0,1	0,2	9	7,968	✓
3	8	140	0,1	0,2	9	7,968	
4	21	170	0,1	0,2	11	7,946	✓
5	31	170	0,1	0,2	13	7,959	
6	23	170	0,1	0,2	11	7,946	✓
7	38	200	0,1	0,2	13	7,959	✓
8	15	200	0,1	0,2	9	7,968	
9	6	200	0,1	0,2	9	7,968	
10	27	140	0,14	0,2	11	7,946	
12	71	140	0,14	0,2	16	7,961	
13	66	170	0,14	0,2	16	7,961	
14	72	170	0,14	0,2	16	7,961	
15	54	170	0,14	0,2	15	7,960	
16	75	200	0,14	0,2	16	7,961	✓
17	58	200	0,14	0,2	15	7,960	
18	17	200	0,14	0,2	11	7,946	✓

Identifikation		Prozessgröße			Werkzeug		Aussch.
Vers.-Nr.	Folge	v_c	f_z	a_e	Nr.	$\frac{d_F}{2}$	
		m min^{-1}	mm	mm	-	mm	-
19	39	140	0,18	0,2	13	7,959	
21	3	140	0,18	0,2	9	7,968	
22	35	170	0,18	0,2	13	7,959	
24	47	170	0,18	0,2	14	7,955	↯
25	30	200	0,18	0,2	13	7,959	
26	13	200	0,18	0,2	9	7,968	
27	9	200	0,18	0,2	9	7,968	
28	50	140	0,14	0,2	14	7,955	↯
29	57	170	0,18	0,2	15	7,960	
33	22	140	0,1	0,4	11	7,946	↯
34	29	140	0,1	0,4	13	7,959	
35	67	140	0,1	0,4	16	7,961	
36	70	170	0,1	0,4	16	7,961	
37	43	170	0,1	0,4	14	7,955	
38	53	170	0,1	0,4	15	7,960	↯
39	40	200	0,1	0,4	14	7,955	↯
40	28	200	0,1	0,4	13	7,959	
41	34	200	0,1	0,4	13	7,959	
42	76	140	0,14	0,4	17	7,954	
43	42	140	0,14	0,4	14	7,955	
44	33	140	0,14	0,4	13	7,959	↯
45	19	170	0,14	0,4	11	7,946	
46	64	170	0,14	0,4	16	7,961	↯
47	46	170	0,14	0,4	14	7,955	
48	45	200	0,14	0,4	14	7,955	↯
49	25	200	0,14	0,4	11	7,946	
51	68	140	0,18	0,4	16	7,961	
52	69	140	0,18	0,4	16	7,961	

A Anhang

Identifikation		Prozessgröße			Werkzeug		Aussch.
Vers.-Nr.	Folge	v_c	f_z	a_e	Nr.	$\frac{d_F}{2}$	
		m min^{-1}	mm	mm	-	mm	-
53	63	140	0,18	0,4	15	7,960	½
54	32	170	0,18	0,4	13	7,959	
55	79	170	0,18	0,4	17	7,954	
57	61	200	0,18	0,4	15	7,960	
58	65	200	0,18	0,4	16	7,961	
59	56	200	0,18	0,4	15	7,960	½
60	24	200	0,14	0,4	11	7,946	½
61	48	170	0,18	0,4	14	7,955	
66	11	140	0,1	0,6	9	7,968	
67	18	140	0,1	0,6	11	7,946	½
68	10	140	0,1	0,6	9	7,968	
69	55	170	0,1	0,6	15	7,960	
70	16	170	0,1	0,6	11	7,946	½
71	37	170	0,1	0,6	13	7,959	½
72	26	200	0,1	0,6	11	7,946	½
73	12	200	0,1	0,6	9	7,968	½
74	4	200	0,1	0,6	9	7,968	
75	49	140	0,14	0,6	14	7,955	
76	60	140	0,14	0,6	15	7,960	
77	74	140	0,14	0,6	16	7,961	
78	41	170	0,14	0,6	14	7,955	
79	51	170	0,14	0,6	14	7,955	
80	36	170	0,14	0,6	13	7,959	
82	78	200	0,14	0,6	17	7,954	
84	1	140	0,18	0,6	9	7,968	
85	2	140	0,18	0,6	9	7,968	
86	62	140	0,18	0,6	15	7,960	
88	20	170	0,18	0,6	11	7,946	

Identifikation		Prozessgröße			Werkzeug		Aussch.
Vers.-Nr.	Folge	v_c	f_z	a_e	Nr.	$\frac{d_F}{2}$	
		m min ⁻¹	mm	mm	-	mm	-
89	44	170	0,18	0,6	14	7,955	$\frac{1}{2}$
90	14	200	0,18	0,6	9	7,968	$\frac{1}{2}$
91	7	200	0,18	0,6	9	7,968	
92	59	200	0,18	0,6	15	7,960	$\frac{1}{2}$
93	52	200	0,14	0,6	15	7,960	
94	73	200	0,14	0,6	16	7,961	
95	80	170	0,18	0,6	17	7,954	$\frac{1}{2}$

A.4 Herleitung des skalierten Gewichtungsfaktors η_e

Nachstehend ist die Herleitung für den skalierten Gewichtungsfaktor η_e dargestellt, welcher in der Formulierung der Prozesswärmequelle (Abschnitt 7.3.3) Anwendung findet.

Der Einfluss der Spannungsdicke h_c ist durch Gleichung 7.2 mit den darin enthaltenen Zerspankräften F_c und F_f vorgegeben. Der dominierende Anteil des Wärmestroms entstammt dem Term $k_1 \cdot h_c^{-k_2} \cdot h_c$ aus den Gleichungen A.1 und A.3. In guter Näherung wird $h_c^{-k_2} \cdot h_c = h_c^{0,71}$ als Gewichtungsfaktor G_e für die Wärmestromdichte an jeder hiermit beaufschlagten Elementfläche e angesetzt.

Um den über alle Elementflächen insgesamt eingebrachten Wärmestrom in das Werkstück \bar{Q}_W trotz der Gewichtung an den Einzelelementflächen konstant zu halten, muss der Wert dementsprechend skaliert werden. Hierzu dient der Skalierungsfaktor S_e . Zur Ermittlung von S_e wird die Bedingung

$$\bar{Q}_W \stackrel{!}{=} \sum_{e=1}^{n_e} (\dot{Q}_{W,e}) \Rightarrow \bar{q}_W \cdot A_{\Psi_F} \stackrel{!}{=} \sum_{e=1}^{n_e} (\dot{q}_{W,e} \cdot A_e) \quad (\text{A.7})$$

formuliert, die fordert, dass die Summe der Wärmeströme an den Einzelflächen $\dot{Q}_{W,e}$ gleich der Summe des gesamten Wärmestroms \bar{Q}_W sein muss.

Für die Wärmestromdichte am jeweiligen Element $\dot{q}_{W,e}$ gilt unter Anwendung der vorstehend beschriebenen Gewichtung und Skalierung der durchschnittlich wirkenden Wärmestromdichte \bar{q}_W :

$$\dot{q}_{W,e} = \bar{q}_W \cdot G_e \cdot S_e = \bar{q}_W \cdot h_{c,e}^{0,71} \cdot S_e. \quad (\text{A.8})$$

Durch Einsetzen von Gleichung A.7 in Gleichung A.8 und anschließende Umformung nach S_e berechnet sich der Skalierungsfaktor gemäß:

$$S_e = \frac{A_{\Psi_F}}{\sum_{e=1}^{n_e} (h_{c,e}^{0,71} \cdot A_e)}. \quad (\text{A.9})$$

Die Gewichtung G_e und die Skalierung S_e werden mit

$$\eta_e = G_e \cdot S_e \quad (\text{A.10})$$

im Faktor η_e zusammengefasst. Für diesen gilt somit:

$$\eta_e = \frac{h_{c,e}^{0,71}(t_i) \cdot A_{\Psi_F}(t_i)}{\sum_{e=1}^{n_e} (h_{c,e}^{0,71}(t_i) \cdot A_e(t_i))}. \quad (\text{A.11})$$