

**Ein Beitrag zum Temperaturverhalten und zur thermischen
Belastung beim trockenen Wälzfräsen**

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur

(Dr.-Ing.)

von Dipl.-Ing. Martin Beutner

geb. am 30.09.1984 in Wolfen

genehmigt durch die Fakultät Maschinenbau
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. habil. Prof. h.c. Dr. h.c. Dr. h.c. Bernhard Karpuschewski

Prof. Dr.-Ing. habil. Thorsten Halle

Promotionskolloquium am 07.06.2019

Kurzfassung

Moderne Leistungsgetriebe von Fahrzeugen als auch Stellgetriebe unterliegen steigenden Leistungsanforderungen hinsichtlich Drehmoment und Bauraum. Die Anforderungen wirken sich nicht nur auf die Endbearbeitung – der Hartfeinbearbeitung, sondern auch bis in die Weichbearbeitung aus. Aufgrund seiner Flexibilität und Produktivität wird das Wälzfräsen in der Weichbearbeitung am häufigsten eingesetzt, deshalb wird diesem Verfahren eine besondere Bedeutung zuteil. Eine höhere Verzahnungsqualität aus der Weichbearbeitung könnte das Aufmaß reduzieren und somit Kosteneinsparungen in den nachfolgenden Prozessen ermöglichen. Mit steigender Qualitätsanforderung rückt daher auch der thermische Einfluss des Prozesses in den Fokus. Dieser Einfluss wird umso bedeutender, wenn wie bei Groß- bzw. Ringverzahnungen der Fall, der Bohrungsdurchmesser sich dem Außendurchmesser annähert und damit ein dünnwandiger Zahnradrohling verzahnt werden muss. Normalerweise wird dieser thermische Einfluss mit Kühlschmierstoff eingeschränkt, da dieser jedoch Umweltauflagen nicht gerecht wird und internationaler Wettbewerb kosteneffiziente Prozesse erfordert, weitet sich die Trockenbearbeitung beim Wälzfräsen kontinuierlich aus.

Im Rahmen dieser Arbeit wird daher das Ziel verfolgt, durch technologische Untersuchungen grundlegende Erkenntnisse über die thermischen Auswirkungen des trockenen Wälzfräsens zu erlangen. Im Fokus liegt hierbei die anteilige Wärmemenge, welche durch den Prozess in die Späne und in das Werkstück eingebracht wird. Für die Messung der jeweiligen Temperaturen wurde Messtechnik erweitert und an den Wälzfräsprozess angepasst. Unter Variation der Schnittparameter ergaben sich unterschiedliche Wärmeaufteilungen der Prozessenergie in Span und Werkstück. Den Abschluss bildet die Entwicklung eines gekoppelten Simulationsmodells zur Prognose der Werkstücktemperatur.

Mit der Arbeit konnte ein erster Beitrag zum thermischen Verständnis des Wälzfräsprozesses geleistet werden.

Abstract

Modern high-performance transmissions are steadily faced with torque increase and downsizing of the gearbox space. These requirements affect the hard finishing processes as well as soft pre-machining processes. Due to its flexibility and productivity gear hobbing is commonly used as a soft pre-machining process. In this process step a reduction of the stock allowance enables cost savings in the subsequent machining processes. With an increasing quality demand thermal effects become more and more influential. These effects increase even more for large ring gears where the outer diameter and bore diameter converge to each other. Normally the process heat dissipates with the lubricant but due to environmental requirements and the international competition hobbing is performed increasingly without coolant.

Therefore the objective of this work is the study of the heat propagation for dry gear hobbing regarding the workpiece and the chips. To do so measurement equipment was adapted to the hobbing conditions to enable temperature measurements while machining. For these investigations cutting parameters were systematically changed and result in different heat ratios for chip and workpiece. As a last step a coupled simulation model was established to predict the workpiece temperature in advance.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Stand der Technik	2
2.1	Relevanz der Verzahnungsfertigung	2
2.2	Prozesskette in der Verzahnungsherstellung	3
2.3	Das Wälzfräsen	6
2.3.1	Kinematik und Prozess	6
2.3.2	Analogieprozess zum Wälzfräsen – der Schlagzahnversuch	14
2.3.3	Prozesssimulation	16
2.4	Temperatur und Wärmeverteilung beim Zerspanen mit definierter Schneide	20
2.5	Messtechnik bei Zerspanprozessen	25
2.5.1	Prognose und messtechnische Bestimmung der Zerspankräfte beim Wälzfräsen	25
2.5.2	Temperaturmessungen in der Zerspanung	28
3	Zielstellung	35
4	Rahmenbedingungen und Voruntersuchungen	36
4.1	Maschine und Messtechnik	36
4.2	Betrachteter Verzahnungsfall	38
4.3	Voruntersuchungen zur Verifikation von Maschinensignalen zur Kraftmessung	42
5	Berührende Temperaturmessung	47
5.1	Kalorimetrie (Bestimmung der Spantemperatur)	47
5.2	Spanbildungssimulation zur Abschätzung der Spantemperatur	58
5.2.1	Simulationsaufbau	58
5.2.2	Simulationsergebnisse	60

6	Werkstückseitige Temperaturmessung.....	69
6.1.1	Messapparatur und Kalibrierung.....	69
6.1.2	Messergebnisse	72
6.2	Übertragung der Erkenntnisse auf eine Großverzahnung	83
6.2.1	Temperaturmessung	84
6.2.2	Erreichte Verzahnungsqualität.....	89
7	Gekoppeltes Dixel/FEM Modell zur Abbildung der thermischen Last auf Seiten des Werkstückes.....	91
8	Zusammenfassung und Ausblick	103
9	Literaturverzeichnis	106

Abbildungsverzeichnis

Bild 2-1	Relevanz der Getriebeindustrie [Karp14].....	3
Bild 2-2	Prozessmöglichkeiten für die Verzahnungsherstellung.....	4
Bild 2-3	Verfahrensprinzip Wälzfräsen	7
Bild 2-4	Wälzfräser verschiedener Bauarten [N.N.14]	9
Bild 2-5	Umfrage des IFQ zur KSS Nutzung (Ergebnis aus 28 Firmenantworten)	10
Bild 2-6	Vorschubmarkierungen und Hüllschnittabweichungen am Zahnrad [nach Klock14]	11
Bild 2-7	Vergleich Wälzfräsen und Schlagzahnversuch.....	15
Bild 2-8	Geometrische Durchdringung mittels CAD und resultierende Späne.....	16
Bild 2-9	FEM Simulation verschiedener Wälzstellungen.....	19
Bild 2-10	Aufteilung der Wirkleistung und Wirkzonen am Schneidkeil [Warn74]	21
Bild 2-11	Energieverteilung beim Orthogonaldrehen links [Toen95] rechts [Webe86].....	23
Bild 2-12	Temperaturverteilung beim Umfangsfräsen [Dama90]	24
Bild 2-13	Messaufbauten beim Wälzfräsen	26
Bild 2-14	Kraftsignale beim Wälzfräsen [Kohl09].....	27
Bild 2-15	Diskretisierung der Spangeometrien nach [Bouz81] und [Gutm88].....	28
Bild 2-16	Entwicklung der Zahnweite bei Trocken- und Nassbearbeitung [Knoc98].....	32
Bild 4-1	5-Achs Bearbeitungszentrum FT 2000 der Fa. Heller.....	36
Bild 4-2	Wälzfräsmaschine LC180 der Fa. Liebherr	37
Bild 4-3	Kennwerte der $m_n = 2,7$ mm Verzahnung und Änderung dieser bei Vorschubvariation	41
Bild 4-4	Aufbau zur Verifikation der Maschinensignale durch rotierendes piezoelektrisches Dynamometer.....	43
Bild 4-5	Vergleich der Drehmoments (Dynamometer) und des momentenbildenen Stroms der Werkzeugachse (Servo Trace) beim Wälzfräsen	44
Bild 4-6	Vergleich des Drehmoments (Dynamometer) und des momentenbildenen Stroms der Werkzeugachse (Servo Trace) beim Wälzfräsen und Schlagzahnfräsen	45
Bild 5-1	Angenommene Energieverteilung beim Wälzfräsen	47
Bild 5-2	Auswahl und Eigenschaften des Kalorimeterfluids [N.N.16a]	49

Bild 5-3	Kalorimeternaufbau im Arbeitsraum des 5-Achs-Bearbeitungszentrums	50
Bild 5-4	Messelemente und konstruktive Gestaltung des Dewargefäßes	51
Bild 5-5	Ergebnisse der Kalorimeterkonstante und angenommene Konstanten	52
Bild 5-6	Auswertung der Mischtemperatur.....	53
Bild 5-7	Kalometrische Spantemperatur über Vorschub und Schnittgeschwindigkeit.....	54
Bild 5-8	Antriebsdrehmoment der Werkzeugspindel unter Variation der Schnittparameter.....	56
Bild 5-9	Vergleich von Spanenergie und Prozessenergie	57
Bild 5-10	Implementierung des CAD Modells in Advant Edge	59
Bild 5-11	Vergleich des simulierten und gemessenen Drehmoments	61
Bild 5-12	Vergleich von simulierten und realen Spänen verschiedener Wälzstellungen.....	62
Bild 5-13	Vergleich von simulierter Spantemperatur und simuliertem Drehmoment bei verschiedenen Wälzstellungen ($v_c = 150$ m/min mit $f_a = 3,0$ mm/BU).....	63
Bild 5-14	qualitative Darstellung der Spanbildung von Wälzstellung -20 bei verschiedenen Drehwinkelpositionen des Schlagzahnes ($v_c = 150$ m/min mit $f_a = 3,0$ mm/BU)	65
Bild 5-15	Spantemperaturen bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten nach Beendigung des Spanbildungsprozesses.....	66
Bild 5-16	Vergleich der maximalen Spantemperatur und des Drehmoments	67
Bild 5-17	Spantemperaturen bei unterschiedlichen Axialvorschüben nach Beendigung des Spanbildungsprozesses.....	68
Bild 6-1	Aufbau der werkstückseitigen Temperaturmessung	69
Bild 6-2	Kalibriereinrichtung zur Bestimmung von Absoluttemperaturen.....	70
Bild 6-3	Temperaturverläufe aller acht Sensoren ohne und mit Offset-Korrektur	71
Bild 6-4	Temperaturverläufe in Radial- und Umfangsrichtung.....	72
Bild 6-5	Vergleich der Bauteiltemperatur bei geometrischen Bauteilunterschieden	74
Bild 6-6	Adaption der Aufspannungsverhältnisse einer Großverzahnung am Analogiebauteil $m_n = 2,7$ mm.....	76
Bild 6-7	Vergleich von Rundlaufabweichung und Bauteiltemperatur beim Analogiebauteil.....	78
Bild 6-8	Vergleich der Bauteiltemperatur bei Vorschub- und Schnittgeschwindigkeitsänderung.....	79
Bild 6-9	Kenngößenveränderung bei Vorschubvariation.....	80
Bild 6-10	Kontaktflächen je Wälzstellung zwischen Wälzfräuserschneiden und Zahnrad.....	81

Bild 6-11	Eingebrachte Energie ins Werkstück verglichen mit der Gesamtprozessenergie	82
Bild 6-12	Verzahnungsdaten der Großverzahnung.....	83
Bild 6-13	Sensoraufbau und Sensorpositionierung am Werkstück	84
Bild 6-14	Temperaturmessergebnisse für das Wälzfräsen einer Großverzahnung	87
Bild 6-15	Temperaturverlauf entlang der Tauchtiefe und der Zahnbreite im zweiten Schnitt.....	88
Bild 6-16	Ergebnisse der Verzahnungsmessung.....	90
Bild 7-1	Vorgehen zur Simulation	91
Bild 7-2	Korrelation von Wärmestrom ins Werkstück und Spanungsdicke bei Wälzstellung -17 [Karp12, Star13].....	93
Bild 7-3	Aufbau des Dixelmodells.....	94
Bild 7-4	Erstellung des Wälzfräasers.....	95
Bild 7-5	Abbildung des Wälzfräsprozesses durch Nutzung von Quaternionen Algebra.....	96
Bild 7-6	Dixelknoten mit Spanabtrag (gelb) und Berechnung der Wärmeausbreitung in Abaqus	97
Bild 7-7	Simulationsablauf als gekoppeltes Modell	98
Bild 7-8	2D Simulation des $m_n = 2,7$ mm Zahnrades ($v_c = 150\text{m/min}$ / $f_a = 3,0$ mm/BU).....	99
Bild 7-9	Vergleich der Werkstücktemperatur von Simulation und Experiment; $m_n = 2,7$ mm Zahnrad ($v_c = 150\text{m/min}$ / $f_a = 3,0$ mm/BU)	100
Bild 7-10	Simulationsergebnis der Werkstücktemperatur der Großverzahnung.....	101
Bild 8-1	Aufteilung der Prozessenergie in Span und Werkstück	104

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1	Technische Daten der Werkzeugmaschine FT2000.....	37
Tabelle 2	Technische Daten der Wälzfräsmaschine Liebherr LC 180	37
Tabelle 3	Verzahnparameter des Versuchszahnrades	38
Tabelle 4	Materialanalyse des Einsatzstahls	39
Tabelle 5	Materialanalyse des Vergütungsstahls.....	39
Tabelle 6	Werkzeugdaten der Wälzfräser.....	40
Tabelle 7	Einstellungen und Parameter in Advant Edge für $m_n = 2,7$ mm	60

Formelzeichen, Abkürzungen und Dimensionen

Symbol	Bezeichnung	Dimension
(Ti,Al)N	Titan-Aluminiumnitrit	
A	Fläche	mm ²
AF	auslaufende Flanke	
a _e	Schnittbreite	mm
a _p	Schnitttiefe	mm
ASP2060	Schnellarbeitsstahl	
b	Verzahnte Breite	
b _i	Breite eines Inkrements	mm
C	Kalorimeterkonstante	
CAD	Computer aided design	
ch	Abkürzung Span	
c _{p, x}	spez. Wärmekapazität, eines bestimmten Stoffes	J/Kg*K
CVT	Continuously Variable Transmission	
d _{a0}	Außendurchmesser des Wälzfräasers	mm
d _{a2}	Außendurchmesser des Werkstückes	mm
EF	einlaufende Flanke	
FE	Finite Elemente	
FEM	Finite Elemente Methode	
f	Vorschub	mm
f _a	Axialvorschub je Werkstückumdrehung	mm/BU
F _{c,i} , F _{c,ges}	Schnittkraft je Inkrement, Gesamtschnittkraft	N
FFF	Reibung der Freifläche	
fl	Fluid	
f _{mess}	Abtastrate	Hz
FSF	Reibung der Spanfläche	
f _t	Tangentialvorschub je Werkstückumdrehung	mm/BU
FWZ	Reibung Werkzeug	
f _z	Zahnvorschub	mm
GL	Gleichlauf	
GGL	Gegenlauf	

Symbol	Bezeichnung	Dimension
HB30F	K10 Hartmetall mit 10 % Kobalt	
HM	Hartmetall	
h	Spandicke	mm
$h_{cu,max}$	maximale Kopfspanungsdicke	mm
$h_{cu,max, Hoff}$	maximale Kopfspanungsdicke nach Hoffmeister	mm
h_i	Höhe eines Inkrements	mm
i	Stollenzahl des Wälzfräasers	
$I_{q,ist}$	momentenbildender Stromistwert	A
Kal	Kalorimeter	
Kal_{env}	Abgabe der Energie an die Umwelt	
$Kal_{Messung}$	Verlust der Energie bei der Kalorimetermessung	
Kal_{offen}	Verlust der Energie bei offenem Kalorimeter	
Kal_{zu}	Verlust der Energie bei geschlossenem Kalorimeter	
KBA	Krafftahrtbundesamt	
$k_{c,1,1}$	spez. Schnittkraft	N
kin_{ch}	kinetische Energie des Spanes	
LKW	Lastkraftwagen	
l_{max}	maximale Schnittbogenlänge	mm
m_c	Werkstoffkonstante	
mech	Abkürzung mechanisch	
m_{fl}	Masse Fluid	
m_n	Normalmodul	mm
m_{sp}	Masse der Späne	g
n_{WZ}	Umdrehung des Werkzeuges	1/min
$n_{Werkstück}$	Umdrehung des Werkstückes	1/min
OICA	Organisation Internationale des Constructeurs d'Automobiles	-
P	Gesamtstrahlungsleistung	Watt
P_c	Schnittleistung	Watt
P_e	Wirkleistung	Watt
PKW	Personenkraftwagen	
PLC	Programmable Logic Controller	
PM-HSS	pulvermetallurgischer Schnellarbeitsstahl	
PWC	Unternehmen PricewaterhouseCoopers	

Symbol	Bezeichnung	Dimension
Q_{ab}	abgegebene Wärme	J
Q'_{ges}	Wärmestrom, Gesamtwärmestrom	Watt
q_s	Schmelzwärme von Eis	J
Q'_{Sp}	Wärmestrom in Span	Watt
Q_{Sp}	Wärmemenge im Span	J
Q'_{UW}	Wärmestrom in Umwelt	Watt
Q'_{WS}	Wärmestrom in Werkstück	Watt
Q'_{WZ}	Wärmestrom in Werkzeug	Watt
Q_{zu}	zugeführte Wärme	J
R_0	Gesamtwiderstand	Ohm
R_m	Zugfestigkeit	N/mm ²
S390	Schnellarbeitsstahl	
sp	Span	
T	Temperatur	°C
th _{ch}	Abkürzung thermisch Span	
th _{WS}	Abkürzung thermisch Werkstück	
th _{WZ}	Abkürzung thermisch Werkzeug	
t _{ende}	Beendigung der Wärmeeinbringung	s
T _{fl}	Temperatur der Flüssigkeit	°C
t _h	Hauptzeit des Prozesses	s
T _{misch}	Mischtemperatur im Kalorimeter	°C
T _{sp}	Temperatur des Spans	°C
t _{start}	Startzeit	s
t _v	Verformungstiefe	mm
v _c	Schnittgeschwindigkeit	m/min
VAoL+W	Verlust der Wasseroberfläche an die Luft	
VF _{ch}	Abkürzung Verlustreibung Span	
V _{span}	maximales Spanvolumen	mm ³
V _{Flug}	Abkürzung Verlust während Spanflug	
V _{motor}	Abkürzung Verlust Motor	
WS	Wälzstellungen	
WZ	Werkzeug	
WZL	Werkzeugmaschinenlabor der RWTH Aachen	
z ₀	Gangzahl des Wälzfräasers	

Symbol	Bezeichnung	Dimension
z_2	Zähnezahl des Werkstückes	
ZS	Abkürzung Zerspanung	
ZS _{Tr}	Abkürzung Zerspanung Trennen	
ZS _{VF}	Abkürzung Zerspanung Verformen	
α	Freiwinkel	Grad [°]
α_0	Profilwinkel am Bezugsprofil des Wälzfräasers	Grad [°]
β_0	Schrägungswinkel des Werkstückes	Grad [°]
γ_0	Steigungswinkel des Wälzfräasers	Grad [°]
γ	Spanwinkel	Grad [°]
δ_x	Vorschubmarkierungstiefe des Werkstückes	μm
ε	Emissionsgrad einer Oberfläche	
δ_y	Hüllschnittabweichung des Werkstückes	μm
λ_{Stahl}	Wärmeleitkoeffizient von Stahl	W/m*K
λ_{Luft}	Wärmeleitkoeffizient von Luft	W/m*K
η	Schwenkwinkel des Wälzfräasers	Grad [°]
Φ	Scherwinkel	Grad [°]
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante	W/m ² *K ⁴
σ_{ch}	Abkürzung Eigenspannung im Span	
σ_{WS}	Abkürzung Eigenspannung im Werkstück	

1 Einleitung

Die individuelle Mobilität ist in Hochlohnländern ein fester Bestandteil der Lebensqualität. Trotz neuer Mobilitätskonzepte wie Carsharing steigt die Anzahl an Personenkraftwagen in Deutschland und der weltweit stetig an. Das Zahnradgetriebe wird hierbei aufgrund seines Wirkungsgrades und Platzbedarfs zur Drehmomentenübertragung am häufigsten verwendet. Dabei steigen die Leistungsanforderungen an das Getriebe sowie an das einzelne Zahnrad kontinuierlich, sei es durch Emissionsanforderungen oder durch den Einsatz von Elektromotoren. Als Resultat erhöhen sich die Qualitätsanforderungen für alle Fertigungsschritte innerhalb der Prozesskette. Bei der Massenfertigung von PKW und LKW Zahnradern, bei Kleinserien für Stellgetriebe als auch bei Großverzahnungen findet das Wälzfräsen aufgrund seiner Flexibilität und Produktivität bei vielen Verzahnungen Anwendung. Mit der Optimierung des Prozesses hinsichtlich Standzeiterhöhung des Werkzeuges und Schnittparameteroptimierung befassten und befassen sich viele Forschungsarbeiten. Bei nahezu allen Untersuchungen wird die Trockenbearbeitung eingesetzt, da sie sich durch steigenden Kostendruck und strengere Umweltauflagen bei vielen Anwendungen etabliert hat. Der fehlende Wärmeabtransport durch den Kühlschmierstoff bewirkt eine Veränderung der thermischen Verhältnisse im Prozess. Die Auswirkungen der höheren thermischen Belastungen werden derzeit nur auf Seiten des Werkzeuges (Verschleiß) untersucht. Die Auswirkungen auf das Werkstück finden nur wenig Beachtung.

Das Ziel der Arbeit ist es daher, zunächst durch systematische Untersuchungen beim trockenen Wälzfräsen die auftretenden Wärmeverhältnisse zu untersuchen und damit ein Grundverständnis für die Problematik zu gewinnen. Hierzu werden verschiedene Stellgrößen systematisch variiert und die Wärmeeinbringung in den Span und in das Werkstück analysiert. Abschließend werden die Erkenntnisse in ein Modell übertragen, um Werkstücktemperaturen vorab prognostizieren zu können.

2 Stand der Technik

Als eines der bedeutendsten Verfahren zur Herstellung von außenverzahnten Stirnrädern wird dem Wälzfräsen, innerhalb der Verzahnverfahren mit definierter Schneide, eine besondere Stellung zuteil [Link10, Kloc12]. Aufgrund dieser ist es zunächst notwendig die Grundlagen des Prozesses darzulegen. Hierzu werden ausgehend von der Verfahrenskinematik prozessrelevante Kenngrößen, aktuelle Schneidstoffe und Beschichtungen sowie moderne Simulationsansätze diskutiert. Das Gebiet der Temperaturmessung bei zerspanenden Verfahren mit Blick auf gegenwärtige Untersuchungen bildet den Abschluss dieses Kapitels.

2.1 Relevanz der Verzahnungsfertigung

Anhand der Getriebeindustrie, welche der größte Verarbeiter von Stirnrädern ist, kann die Bedeutung der Verzahnungsfertigung verdeutlicht werden. Wie in Bild 2-1 in verschiedenen Grafiken dargestellt, steigt der Bedarf an Zahnrädern/Getrieben kontinuierlich, da die persönliche Mobilität in Industrie- als auch Schwellenländern von hohem Interesse ist. Anhand der Zahlen der internationalen Automobilherstellervereinigung (OICA) wurden im Jahr 2015 weltweit ca. 69 Mio. PKW und 22 Mio. NKW neu zugelassen. Dies entspricht einer Anzahl von ca. 90 Mio. Getrieben allein für die Automobilbranche im betrachteten Jahr. Bei einer niedrig geschätzten Anzahl von ca. 15 Verzahnungen je Getriebe benötigte allein diese Industriesparte ca. 1,35 Milliarden Zahnräder. Auch die Zahlen der Wirtschaftsprüfungsgesellschaft PricewaterhouseCoopers (PwC) im linken unteren Teil der Abbildung untermauern diese Aussage. Mit Ausblick in die nahe Zukunft schätzt eine Studie [N.N.15] der Firma Markets and Research, welche nicht abgebildet ist, ein Marktwachstum von etwa 5 % innerhalb der Jahre 2015 bis 2020. Dies soll zur Produktion von ca. 111 Mio. Getrieben führen. Ein weiterer Aspekt der Zukunft ist die kontinuierliche Zunahme der Gangzahl in Automatikgetrieben. Diese ist jedoch mit 9 Gängen [Grei13, Naun13] bzw. 10 Gängen [Kate15, Pand14, Phil10] an einem ökonomisch/ökologisch sinnvollen Bereich angekommen. Bei diesen Lösungen werden vornehmlich Planetengetriebe eingesetzt [Fisc12], wodurch ein modernes Getriebe ca. 20 bis 30 Verzahnungen beinhaltet. Durch die Forderung nach Reduzierung des Kohlendioxidausstoßes bei Fahrzeugen fokussiert sich der

Fahrzeugmarkt zunehmend auch auf Elektrofahrzeuge. Wie jedoch die Zahlen des Kraftfahrtbundesamtes zeigen, ist der kumulierte Anteil der Elektro- und Hybridfahrzeuge in Deutschland noch sehr gering. Ob sich dies zeitnah ändert, ist sowohl von politischen Maßnahmen als auch von technischen Möglichkeiten abhängig. Nichtsdestotrotz zeigen Berechnungen, dass auch Elektrofahrzeuge durch ein Getriebe profitieren oder in Bussen und LKW's sogar notwendig sind [Küçü11, Robe12, Torr13]. Daher werden sich zwar die Anforderungen für Getriebehersteller verändern, jedoch ist eine Mobilität ohne eine steigende Zahl von Getrieben in naher Zukunft nicht in Sicht.

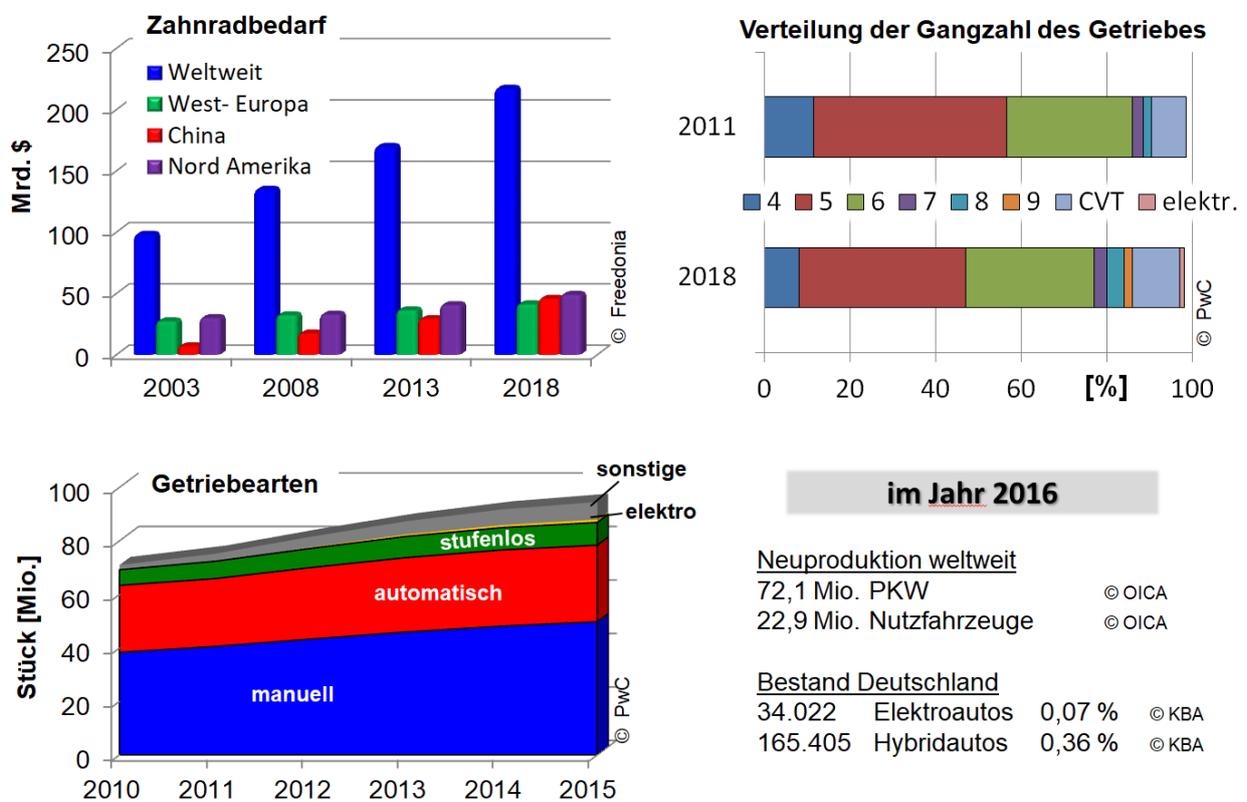


Bild 2-1 Relevanz der Getriebeindustrie [Karp14]

2.2 Prozesskette in der Verzahnungsherstellung

Die enorme Menge an benötigten Zahnrädern legt ebenfalls nahe, dass dabei auch eine hohe Variantenvielfalt vorliegt. Neben dieser, sind die finalen Anforderungen des Zahnrades relevant. Diese sind vornehmlich die Geometrie, sprich die Verzahnungsqualität, und die physikalischen Eigenschaften der Werkstückrandzone.

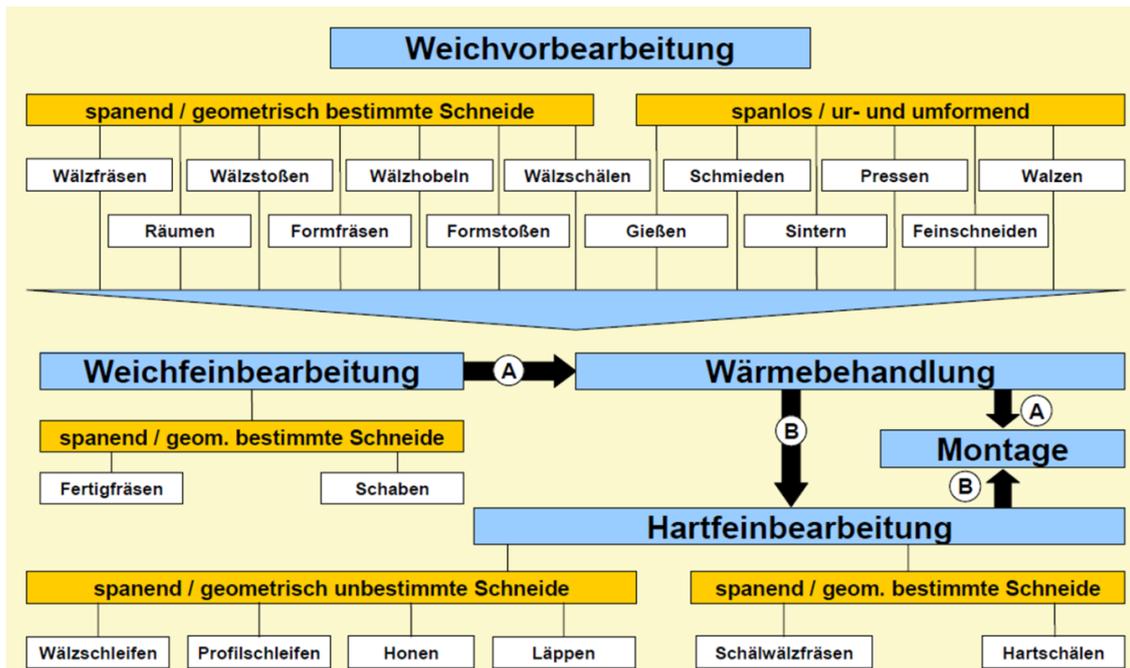


Bild 2-2 Prozessmöglichkeiten für die Verzahnungsherstellung

Je nach Anwendungsfall und den geforderten Eigenschaften ergeben sich dadurch Restriktionen für Herstellungsprozess und Prozesskette.

Wie Bild 2-2 veranschaulicht stehen zur Herstellung einer Verzahnung verschiedene Prozesse zur Verfügung, welche sich in spanlos und spanend unterteilen lassen. Da ur- und umformende Verfahren weniger im Bereich evolventischer Laufverzahnungen, sondern mehr im Bereich von Welle-Nabe Verbindungen (Passverzahnungen) zur Anwendung kommen [Diet13, Lahl13], werden sie an dieser Stelle nicht näher betrachtet. Laufverzahnungen werden entsprechend dem Stand der Technik spanend bearbeitet. Die Wahl des Verfahrens hängt dabei von verschiedenen Randbedingungen ab. Exemplarisch können dazu Werkstückwerkstoff, Außen-/Innenverzahnung und Schnittparameter aufgezählt werden. Mit Blick auf die vorliegende Arbeit sei jedoch an dieser Stelle nur auf die Prozesskette für außenverzahnte Stirnräder eingegangen.

Vor dem Verzahnen liegt zumeist ein Rohling vor. Dieser kann durch Sägen von Stangenmaterial oder durch Schmieden hergestellt sein. Typische Werkstoffe der Zahnradindustrie sind Einsatzstähle und für höhere Zugfestigkeiten Vergütungsstähle. Im Anschluss an die Rohlingserzeugung erfolgt die Drehbearbeitung der Funktionsflächen. Für das Verzahnen wird der Rohling zumeist in eine Spezialmaschine befördert. Demgegenüber stehen am Markt für Klein- und

Kleinstserien auch Bearbeitungszentren zur Verfügung, welche durch ein Verzahnmodul ebenfalls Zahnräder fertigen können. Für die Großserienfertigung kommen Wälzfräs-, Stoß-, Räum- und zunehmend auch Wälzschälmaschinen zum Einsatz. Liegt ein außenverzahntes Stirnrad vor, wird dies vornehmlich mittels Wälzfräsen bearbeitet. Bei Innenverzahnungen dominiert das Wälzstoßen und bei der Massenfertigung das Räumen. Durch verbesserte Maschinen- und Steuerungstechnik werden am Markt seit ca. sechs Jahren zunehmend auch Wälzschälmaschinen angeboten. Hierdurch entsteht ein Wettbewerb zum Wälzfräsen vornehmlich jedoch zum Wälzstoßen. Das Verfahren zeichnet sich durch eine abwälzende Grundkinematik bei sehr hohen Drehzahlen aus. Gerade bei der Fertigung von Innenverzahnungen oder Verzahnungen mit Störkontur findet das Wälzschälen zunehmend Anwendung. Seitens der Anwender können jedoch nicht alle Erwartungen erfüllt werden, da ein ganzheitliches Verständnis der Prozesskinematik mit seinen stark veränderlichen Geschwindigkeits- und Kraftvektoren noch nicht vorliegt. Die Erforschung und Optimierung des Wälzschälens ist daher auch Gegenstand mehrerer Forschungsvorhaben [Baue18, Bert17, Kloc16b, Kueh13].

Im Bereich großmoduliger Verzahnungen wie bspw. für Windkraft- und Schiffsgetriebe wird in Abhängigkeit der Zähnezahl das Formfräsen oder das Wälzfräsen eingesetzt.

Nachdem die Verzahnung eingebracht wurde, erfolgt die Wärmebehandlung. Im Falle von Einsatzstahl wird dies Einsatzhärten genannt. Eine hohe Randhärte bei gleichzeitig duktilem Kern ist das Ziel dieses Prozessschrittes, um den späteren Anforderungen im Getriebe zu genügen. Die heutigen Anforderungen an Getriebe (hohe Laufruhe, hohe Drehmomente) und damit auch an die Qualität des Zahnrades erfordern nach der Wärmebehandlung eine Hartfeinbearbeitung. Dies resultiert zum einen aus den auftretenden Härteverzügen und zum anderen aus den Anforderungen an die Verzahnung hinsichtlich Flankenmodifikationen und Rauheit der Zahnflanke.

Beim Hauptanwendungsgebiet PKW-Getriebe verbleibend, dominiert für außenverzahnte Stirnräder die Prozesskette – Wälzfräsen, Einsatzhärten und Wälzschleifen. Für Außenverzahnungen mit Störkontur wird zumeist auf die Prozesskette Wälzstoßen bzw. Wälzschälen – Einsatzhärten – Leistungshonen

zurückgegriffen. Demgegenüber wird aktuell auch die Fähigkeit fertigwälzgefräster Zahnräder untersucht [Sari15]. Dabei wird mittels Zweischnittstrategie die Sollgeometrie des Zahnrades hergestellt. Die Eigenschaften der anschließenden Wärmebehandlung müssen bekannt sein, um etwaige Härteverzüge vorhalten zu können. Eine weitere Anwendung, bei welcher das Wälzfräsen den letzten Bearbeitungsschritt der Prozesskette darstellt, ist die Herstellung von Großverzahnungen für Windkraftanlagen. Innerhalb dieser ist die Hauptaufgabe eines Stellgetriebes die Positionierung der Gondel bzw. der Rotorblätter. Da hierbei keine hohen Drehzahlen realisiert werden, ist die durch Wälzfräsen erzeugte Verzahnungsqualität und Oberflächenstruktur ausreichend. Die notwendige Werkstückfestigkeit zur Wandlung hoher Momente wird durch den Einsatz vergüteter Stähle (bspw. 42 CrMo4) erreicht. Weil das Material bei diesem Anwendungsfall schon vergütet vorliegt, erfolgt nach dem Wälzfräsen keine Wärmebehandlung. Zunehmend rückläufig ist die Prozesskette Wälzfräsen – Schaben – Wärmbehandlung für Laufverzahnungen, zumal die steigenden geometrischen und akustischen Anforderungen eine Hartfeinbearbeitung unersetzlich machen.

2.3 Das Wälzfräsen

Um das Wälzfräsen, den inhaltlichen Schwerpunkt dieser Arbeit, vorzustellen, werden im folgenden Kapitel typische Verfahrenscharakteristika des Prozesses erläutert. Die hohe Komplexität der Kinematik unterscheidet sich deutlich von denen klassischer Zerspanungsprozesse [DIN09], daher wird diese zunächst beschrieben. Darüber hinaus werden die aktuellen Forschungsarbeiten zum Wälzfräsen und Möglichkeiten der Prozesssimulation thematisiert.

2.3.1 Kinematik und Prozess

Die Herstellung außenverzahnter Stirnräder mittels Wälzfräsen gründet kinematisch auf dem Prinzip eines Schneckengetriebes, wobei die Schnecke in diesem Fall das Werkzeug darstellt und als Wälzfräser bezeichnet wird [N.N.76, N.N.85, N.N.04]. Dieser basiert ebenfalls auf einer Evolventenschnecke (Hüllspirale), welche jedoch im Gegensatz zu dieser durch meist achsparallele Spannuten unterbrochen ist [N.N.14], siehe Bild 2-3 rechts. Diese Unterbrechungen der Hüllspirale erzeugen zum einen die Spanflächen der einzelnen Wälzfräserzähne und zum anderen den nötigen Spanraum. Die am einzelnen Wälzfräserzahn erforderlichen Freiwinkel am Kopf und

den Flanken werden durch Hinterschleifen erzeugt. Die dabei genutzte Hinterschneidung in Form einer archimedischen Spirale ermöglicht Profilkonstanz, welche zum mehrmaligen Aufbereiten eines Wälzfräser notwendig ist [N.N.76, N.N.14]. Ein wesentlicher Vorteil des Wälzfräsens gegenüber weiteren Verzahnverfahren ist die Möglichkeit verschiedene Zähnezahlen, Schrägungswinkel und Profilverschiebungen mit ein und demselben Werkzeug herzustellen.

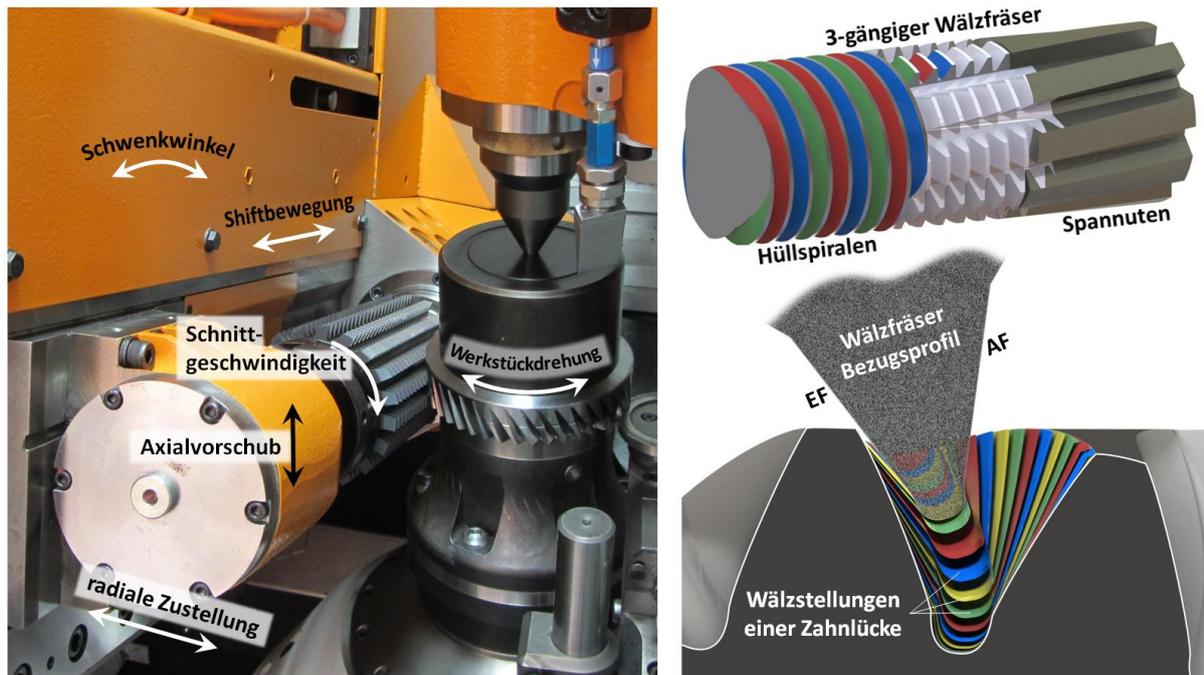


Bild 2-3 Verfahrensprinzip Wälzfräsen

Die Bearbeitung eines Werkstückrohrlings erfordert eine definierte Positionierung des Wälzfräses in Abhängigkeit der Verzahnungs- und Werkzeugparameter, siehe Bild 2-3 links. Die wesentlichen Stellgrößen zur Positionierung sind werkstückseitig der Schrägungswinkel, die Tauchtiefe und die Profilverschiebung. Am Werkzeug ist der Steigungswinkel relevant. Ferner ist eine gekoppelte Bewegung zwischen Werkzeug und Werkstück (Wälzkopplung) von Nöten. Das Verhältnis aus Wälzfräsergangzahl (Anzahl der Hüllspiralen) und der Werkstückzähnezahl ist dafür entscheidend [Spur14]. Demzufolge ändert sich mit steigender Schnittgeschwindigkeit auch die Drehzahl des Werkstücks. Seitens der Technologie stehen beim Wälzfräsen verschiedene Frässtrategien und -verfahren zur Verfügung [Wats70]. Als Frässtrategie bezeichnet man das Fräsen im Gleich- bzw. Gegenlauf. Diese unterteilen sich weiter in gleich- und gegensinnig, sodass vier mögliche Strategien zur Verfügung stehen. Basierend auf der Definition, dass der Wälzfräser

ortsfest ist und sich das Werkstück bewegt, wird bei Gleichrichtung von Schnittgeschwindigkeit und Vorschubrichtung des Werkstückes vom Gleichlaufräsen gesprochen.

In Bild 2-3 links bewegt sich der Wälzfräser nach oben. Somit ist das Gleichlaufräsen abgebildet. Die Bezeichnung gleich- und gegensinnig bezieht sich auf den Vergleich der Steigungsrichtung des Wälzfräasers und der Steigungsrichtung des Werkstückes. Sind diese gleichgerichtet spricht man von einer gleichsinnigen Auslegung anderenfalls von einer gegensinnigen. Wesentlicher Unterschied ist der Betrag des Schwenkwinkel η des Wälzfräasers, welcher sich bei Gleichsinn aus der Addition von Werkstückschrägungswinkel und Fräsersteigungswinkel ($\eta = \beta_0 + \gamma_0$) und bei Gegensinn aus der Subtraktion ($\eta = \beta_0 - \gamma_0$) berechnet [N.N.76, Spur14]. Industriell wird das gleichsinnige Gleichlaufräsen bevorzugt [N.N.85]. Bei einer Geradverzahnung erübrigt sich die Einteilung und η entspricht γ_0 .

Der eigentliche Zerspanungsprozess erfolgt durch die Bewegung des Wälzfräasers als axiale, radiale oder tangentialer Verfahrensbewegung [Klei03]. Für außenverzahnte Stirnräder dominiert das Axialfräsen. Weitere Möglichkeiten bestehen im Radial-Axial-, Tangential-, oder auch Diagonalfräsen. Die nachführenden Ausführungen beziehen sich lediglich auf das Axialfräsen. Hierbei wird der Wälzfräser radial auf Tauchtiefe und axial ober- bzw. unterhalb der Stirnfläche des Werkstückes positioniert. Innerhalb der Wälzkopplung erfolgt die kontinuierliche Vorschubbewegung des Werkzeuges. Diese wird als Axialvorschub bezeichnet und in Millimeter je Werkstückumdrehung (mm/BU) angegeben. Der industrielle Wälzfräsprozess wird nach der maximalen Kopfspannungsdicke ausgelegt, eine durch Hoffmeister erstellte Approximationsgleichung, welche in direktem Zusammenhang zum Axialvorschub steht [Hoff70]. Bei der Variantenvielfalt heutiger Verzahnungen weicht die Näherungsgleichung jedoch von der Wirklichkeit ab [Brec15].

Wie auch aus Bild 2-3 links ersichtlich wird beim Wälzfräsen nur ein Teil der verzahnten Länge genutzt. Auf dieser tritt demzufolge der Werkzeugverschleiß auf. Zur wirtschaftlichen Ausnutzung wird der Verschleiß durch Shiften über der gesamten Länge des Wälzfräasers verteilt. Shiften bedeutet dabei die diskrete (meistens nach jedem Werkstück) Verschiebung des Wälzfräasers entlang seiner Rotationsachse. Durch einen variablen Shiftbetrag ergeben sich hieraus verschiedene Shiftstrategien.

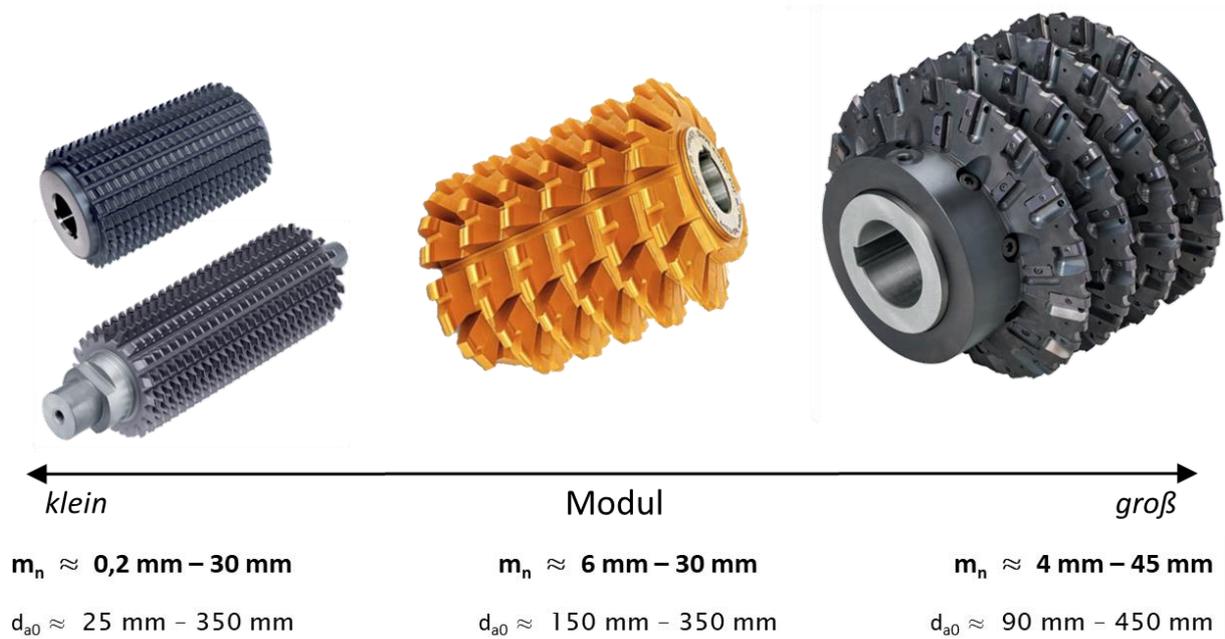


Bild 2-4 Wälzfräser verschiedener Bauarten [N.N.14]

In Abhängigkeit des Anwendungsfalls, der zu fertigenden Stückzahl, des Maschinentyps und der zu erreichenden Verzahnungsqualität stehen beim Wälzfräsen verschiedene Werkzeugkonzepte zur Verfügung, siehe Bild 2.4. Dabei werden im kleinmoduligen Bereich vornehmlich Monoblockwälzfräser und darüber hinaus Wendeschneidplattenwälzfräser verwendet. Der wesentliche Unterschied der in Bild 2-4 dargestellten Konzepte ist die Aufteilung des Bezugsprofils auf mehrere Zähne (Räumzahnwälzfräser) oder auch hintereinander angeordnete Wendeschneidplatten. Hieraus resultiert eine Veränderung der Spanbildung im Vergleich zu monolithischen Werkzeugen. Diese wird zusätzlich durch die Nutzung von Kühlschmierstoffen, beim Wälzfräsen zumeist ölbasiert, beeinflusst. Mit Blick auf strengere Umweltauflagen als auch aus ökonomischen Betrachtungen ist die Trockenbearbeitung ebenso beim Wälzfräsen zunehmend. Dies betrifft vor allem die Großserien und Massenfertigungen bei PKW Getrieben. Ungeachtet dessen, zeigte eine Umfrage [Karp15] das klein- und mittelständische Unternehmen größtenteils mit Kühlschmierstoff wälzfräsen, vgl. Bild 2-5. Auch bei der Fertigung von Großzahnradern (bspw. Windkraftgetriebe) dominiert die Bearbeitung mit KSS, wobei hier aufgrund der hohen Wärmeenergie und der kostenintensiven Ausschleppverluste bevorzugt Emulsion eingesetzt wird.

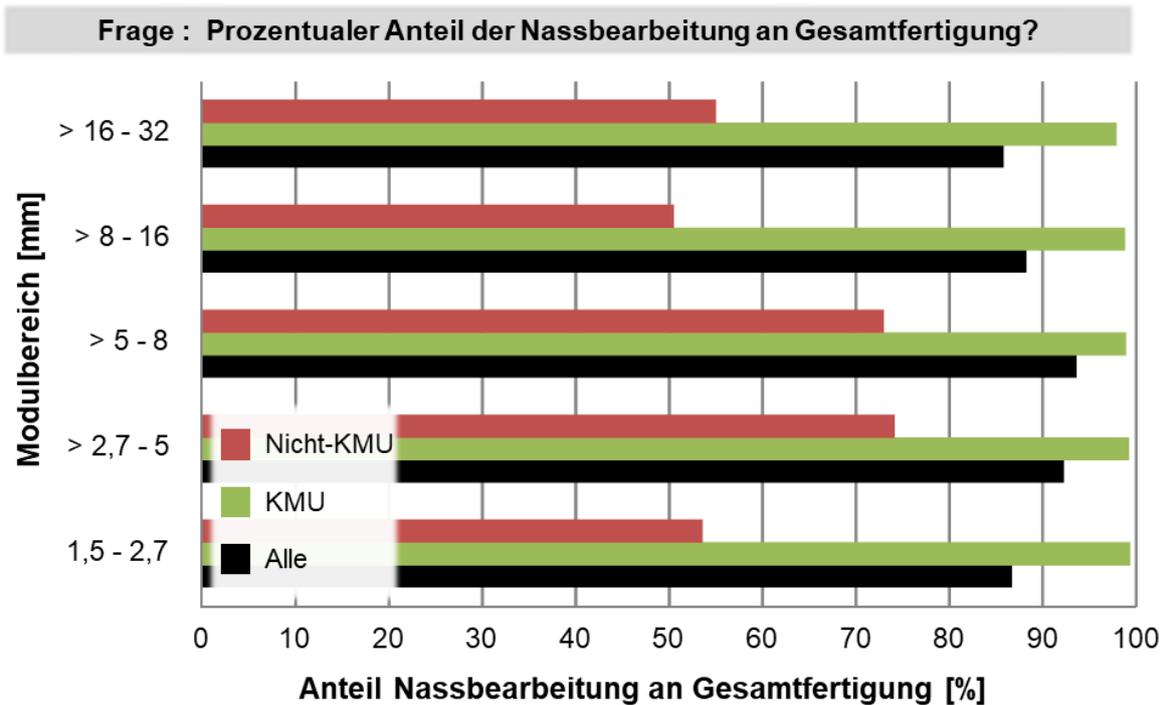


Bild 2-5 Umfrage des IFQ zur KSS Nutzung (Ergebnis aus 28 Firmenantworten)

Die Bearbeitung mit definierter Schneide erzeugt auf der Werkstückoberfläche eine charakteristische Topographie aus Vorschubmarkierungen und Hüllschnitten. Beides sind geometrische Abweichungen zur idealen Zahnflankenform. Bei geringen Gangzahlen dominiert die vom Axialvorschub abhängige und in Flankenlinienrichtung messbare Vorschubmarkierungstiefe δ_x , siehe Bild 2-6 links. Da diese durch nachfolgende Prozesse noch entfernt werden muss, ist sie und damit auch der Axialvorschub f_a durch die Folgebearbeitung limitiert. Hüllschnittabweichungen δ_y , welche in Profilrichtung messbar sind, werden durch die Gangzahl bestimmt und liegen zumeist unterhalb der Vorschubmarkierungstiefe (Bildmitte). Die Überlagerung aus beiden geometrischen Abweichungen von der idealen Evolvente zeigt der rechte Teil von Bild 2-6.

Die zuvor genannten geometrischen Charakteristika und die spezielle Prozessführung führen beim Wälzfräsen zu einer komplizierten und nicht gleichförmigen Werkzeugbelastung. Resultierend aus Abwälzkinematik und Wälzfräserbezugsprofil wird die Sollgeometrie der Zahnücke durch so genannte Wälzstellungen angenähert [DIN3972]. Hierbei variieren, wie in Bild 2-3 darstellt, die Spangeometrien und die daraus resultierenden Werkzeugbelastungen bei jeder

Wälzstellung. Ein Großteil des Lückenvolumens wird beim Gleichlaufräsen zu Beginn zerspant. Diese Wälzstellungen zeichnen sich durch hohe Kopfspannungsdicken aus. Es folgen Späne mit hohem Spanvolumen und hohen Spanungsquerschnitten, welche jedoch zunehmend dünner ausfallen und dadurch die Evolventenform approximieren. Da sich die Späne in Größe und Form unterscheiden, ist eine Klassifizierung schwierig. Eine vereinfachte Einteilung erfolgt durch Ein-, Zwei- und Dreiflankenspan [Bouz81, Jopp77, Veno85]. Sie bezeichnet die Anzahl an Flanken, welche bei der Erzeugung eines einzelnen Spans beteiligt sind. Die drei Flanken des Bezugsprofils sind einlaufende Flanke (EF), Kopfflanke und auslaufende Flanke (AF). Als EF wird jene Flanke bezeichnet, welche die Zahnücke vom Kopf zum Fuß profiliert. Entsprechend profiliert die AF auf der gegenüberliegenden Seite vom Fuß zum Kopf. Die gleichzeitige Zerspaltung aller drei Flanken führt in den Kopfrundungsradien zum Ineinanderfließen von Spanmaterial. Es wird vermutet, dass hierdurch eine punktuelle höhere Spanflächenbelastung vorliegt und dadurch dieser Bereich schneller verschleißt [Bouz08, Herz08, Klei08].

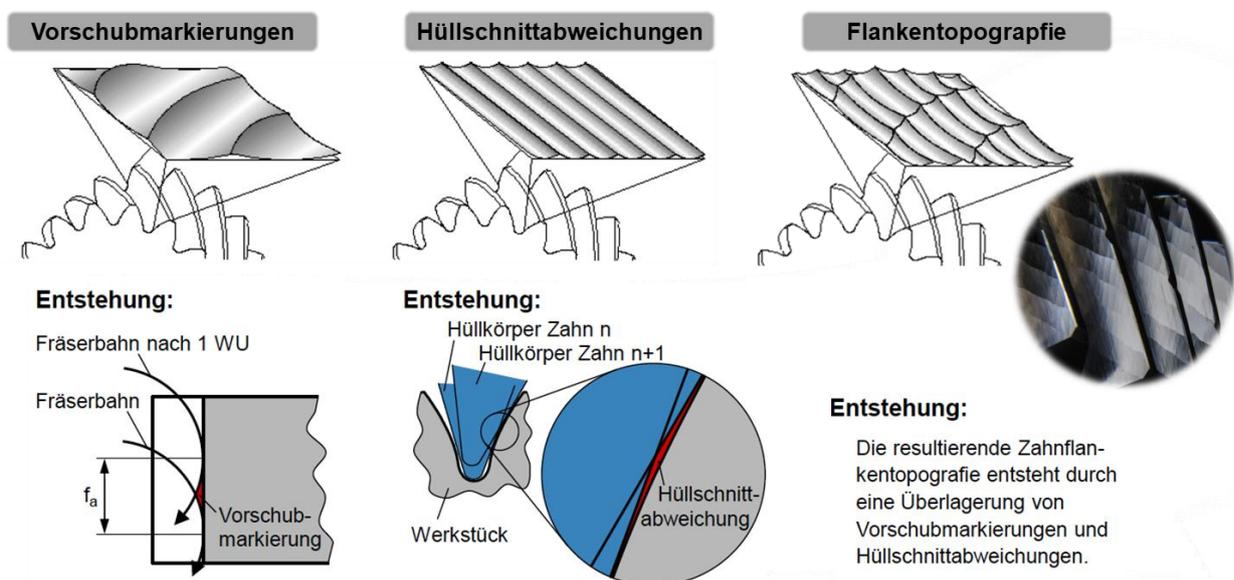


Bild 2-6 Vorschubmarkierungen und Hüllschnittabweichungen am Zahnrad [nach Klock14]

Das Konglomerat an Spangeometrien stellt an jeden einzelnen Wälzfräserzahn unterschiedliche Anforderungen. So erfordern hohe Schnittbogenlängen aufgrund der höheren Temperatureinwirkung eine hohe Warmfestigkeit und demgegenüber ist

eine hohe Kantenfestigkeit bei geringen Spannungsdicken erforderlich. Ferner bedingen die Wechselbelastungen durch den unterbrochenen Schnitt und hohe Kopfspannungsdicken eine hohe Schneidstoffzähigkeit. Diese verschiedenen Anforderungen sind bislang jedoch noch nicht auf einem Wälzfräser realisiert worden, weshalb das Shiften über möglichst viele Zähne sich in der Industrie bewährt hat. Somit stellt der Wälzfräser stets einen Kompromiss dar [Stuc14, Wink05]. Das Verständnis des Prozesses sowie dessen Analyse mittels Softwaretechnik ermöglicht es, das Werkzeug an seine Anforderungen zu adaptieren. Der aktuelle Stand zur Prozesssimulation wird im nachfolgenden Kapitel erläutert.

Die dargestellten Anforderungen an den Wälzfräserzahn hinsichtlich hoher Härte bei gleichzeitig hoher Zähigkeit führt zum Zielkonflikt des ‚idealen‘ Schneidstoffes [Kloc08]. Klassischerweise werden die Schneidstoffe Hartmetall (HM) und pulvermetallurgischer Schnellarbeitsstahl (PM-HSS) in der Industrie eingesetzt. Seit kurzer Zeit wird von Schneidstoffherstellern auch eine nahezu kohlenstofffreie ausscheidungshärtbare Eisen-Cobalt-Molybdän-Legierung angeboten und inzwischen auch von verschiedenen Werkzeugherstellern vertrieben. Laut [Falk12] besitzen die Schneidstoffe am Markt eine Aufteilung von ca. 60 % PM-HSS, 20 % HM und 20 % HM für Wendeschneidplatten. In naher Zukunft soll dabei der Anteil an PM-HSS Wälzfräsern leicht abnehmen und durch die Eisen-Cobalt-Molybdän-Legierung ersetzt werden [Falk14]. Die Marktanteile für HM sollen dabei stabil bleiben. Prinzipiell besitzt HM eine deutlich höhere Wärmehärte gegenüber PM-HSS (ca. +60%), büßt dies jedoch durch einen Verlust an Zähigkeit (ca. -80%) ein. Hieraus ergibt sich tendenziell die Anwendung hoher Schnittgeschwindigkeiten bei kleinen Kopfspannungsdicken für HM und eine umgekehrte Anwendung der technologischen Parameter für PM-HSS. Forschungsarbeiten für HM [Klei04, Kobi01, Karp16a, Wink05] und PM-HSS [Knoc05, Hipk11, Karp16b, Stuc14] zeigen übereinstimmend die Fähigkeit beider Substrate zur Trockenbearbeitung. Hierbei steigt die Leistungsfähigkeit zunehmend. So zeigte bspw. [Wink05] mehrere Ergebnisse im Analogieversuch für Schnittgeschwindigkeiten um 400 m/min, diese stiegen bei [Karp16a] bis 1000 m/min an. Ebenfalls veröffentlichte [Karp16a] Ergebnisse für das Fräsen eines Planetenrades im industriellen Umfeld mit 600 m/min. Beide Autoren verdeutlichten die Fähigkeit von HM beim Fräsen höherer Kopfspannungsdicken bis 0,24 mm [Wink05] und bis 0,30 mm [Karp16a]. Dies steht jedoch kontradiktorisch der industriellen Meinung gegenüber, dass HM-Wälzfräser

nur bei geringen Kopfspannungsdicken eingesetzt werden sollten. Für PM-HSS zeigen sich ähnliche Tendenzen. Waren es 2011 bei [Hipk11] noch 220 m/min, welche wirtschaftlich umsetzbar sind, stiegen diese bei [Karp16b] auf bis zu 280 m/min. Jedoch muss bei Verzahnungen stets die Verzahnung an sich berücksichtigt werden, da Verzahnparameter sich günstig oder ungünstig auf die Spanbildung und somit auf das Verschleißverhalten auswirken können.

Eine weitere Einflussgröße in diesem Zusammenhang ist die Hartstoffbeschichtung. Aufgrund der verschiedenen Anwendungsfälle (Schnittparameter, Werkstückwerkstoff, Kühlschmierstoff) wird zunehmend die Kombination aus Substrat und Hartstoffschicht betrachtet. Eine Ableitung aus den Substrat- bzw. Hartstoffeigenschaften ermöglicht noch keine Aussage über die Fähigkeit des Gesamtsystems. So können Beschichtungen auf unterschiedlichen Substraten verschiedene Potentiale entfalten.

Beim trockenen Wälzfräsen werden heutzutage keine unbeschichteten Werkzeuge mehr eingesetzt und auch bei der Bearbeitung mit Kühlschmierstoff dominieren beschichtete Werkzeuge. Bevor jedoch Wälzfräser in der Herstellung beschichtet werden, erfolgt die Schneidkantenpräparation. Bei den meisten Werkzeugherstellern erfolgt dies mittels Nassstrahlen mit Aluminiumoxid, um eine definierte Schneidkantenverrundung herzustellen. Für Wälzfräser zeigen verschiedene Publikationen für einen Modulbereich bis 4 mm einen optimalen Schneidkantenradius bei ca. 15- 20 μm [Csel09, Rech05, Wink05]. Neben der Kantenpräparation wirkt sich ebenfalls die Schleifgüte (Rauheit) der Spanfläche auf die Standzeit aus [Lümk14].

Generell steigert die Nutzung einer Hartstoffschicht den Abrasionswiderstand des Werkzeuges. Die Reduzierung verschiedener Verschleißmechanismen (bspw. Oxidations- und Diffusionsverschleiß) wird durch die hohe thermische und chemische Beständigkeit der Hartstoffschicht begünstigt. Heutzutage dominieren im Bereich Wälzfräsen Al-Cr basierte bzw. Ti-Al basierte Schichten. Schichtsysteme, bestehend aus Aluminium und Chrom, sind auch bei hohen Temperaturen noch oxidationsbeständig und werden daher vornehmlich in der Trockenbearbeitung eingesetzt [Gey05, Kals08, Lümk14]. Bei gleichbleibenden Schichtmaterialien besteht zusätzlich die Möglichkeit innerhalb der Schichtdicke, welche beim Wälzfräsen üblicherweise zwischen 3 μm - 5 μm beträgt, verschiedene Schichtarchitekturen (Mono-, Multi-, Nanolayer, amorphe Struktur) zu erstellen.

Hierdurch besteht die Möglichkeit den jeweiligen Wälzfräser flexibel an die Anforderungen anzupassen. Es zeigt sich, dass der Einsatz beschichteter Wälzfräser Standlängenvorteile bietet [Beut17, Voss17]. Ebenfalls kann durch die thermische Isolation die Aufheizung des Wälzfräsers verzögert werden [Immi14, Schi14, Schi17].

2.3.2 Analogieprozess zum Wälzfräsen – der Schlagzahnversuch

Die Vielzahl an Zähnen auf einem Wälzfräser führt zu einer hohen Produktivität des Verfahrens und zu einer hohen Standzeit des Werkzeuges. Letztere ist für Grundlagenuntersuchungen nachteilig, da sich der Verschleiß erst durch die Bearbeitung mehrerer hundert bzw. tausend Bauteile am Wälzfräser einstellt. Untersuchungen mit dieser Bauteilanzahl und diesem Zeitaufwand sind nur industriell sinnvoll. Durch die Anpassung der Wälzfräskinematik kann, da alle Wälzfräserzähne geometrisch identisch sind (Bezugsprofil), auch mit einem einzelnen Zahn – dem Schlagzahn – gearbeitet werden. Erste Untersuchungen hiermit wurden in den 1970er Jahren am WZL der RWTH Aachen durchgeführt [Hoff70, Jopp78, Sulz73].

Der eingesetzte Schlagzahn nimmt durch die angepasste Kinematik die Position aller Wälzfräserzähne ein, welche beim Realprozess innerhalb des Wälzfräserarbeitsbereiches liegen. Beim axialen Realfräsen zerspannt jeder Zahn eine Wälzstellung. Da beim Schlagzahnfräsen alle Wälzstellungen durch nur einen Zahn hergestellt werden, ist dieser Analogieprozess nur mit den Ergebnissen eines verschifteten Wälzfräsers zu vergleichen.

Die kinematische Anpassung zeigt Bild 2-7. Während der Bearbeitung und innerhalb einer Axialstellung (f_a) verfährt der Schlagzahn kontinuierlich (durchgezogene Linie) tangential zum Werkstück (f_t). Bei dieser Verfahrensbewegung werden alle Wälzstellungen bearbeitet. Somit nimmt der Schlagzahn in seiner kontinuierlichen Bewegung die Positionen der Wälzfräserzähne auf der Hüllspirale ein. Im Anschluss an eine Tangentialdurchfahrt wird diskret um den Axialvorschub f_a verfahren (gestrichelte Linie). Gleichzeitig verfährt der Schlagzahn ohne Eingriff wieder retour, um in neuer Axialposition erneut tangential zu verfahren. Dieser Zyklus wird solange wiederholt, bis die gesamte Breite des Werkstückes verzahnt ist. Am Ende des Prozesses liegt, bis auf Anordnung der Vorschubmarkierungen, geometrisch das gleiche Zahnrad im Vergleich zum Realprozess vor.

Die Superposition aller Wälzfräserzähne auf einen Schlagzahn führt zur Einsparung von Werkstücken (Kosten) und Versuchszeit (die Ausprägung des Verschleißes erfolgt nach wenigen Bauteilen, ca. 5 bis 20). Die Analyse des Verschleißes dieser Schlagzähne ist durch die geringe Größe ebenfalls leichter bzw. handlicher. Ökonomisch vorteilhaft ist ebenfalls die Möglichkeit die Schlagzähne direkt aus einem Wälzfräser herauszuerodieren. Hierdurch steht eine Vielzahl an Schlagzähnen für Untersuchungen zur Verfügung, welche exakt die gleichen Eigenschaften (Substrat, Beschichtung, Schneidkantenpräparation, etc.) aufweisen.

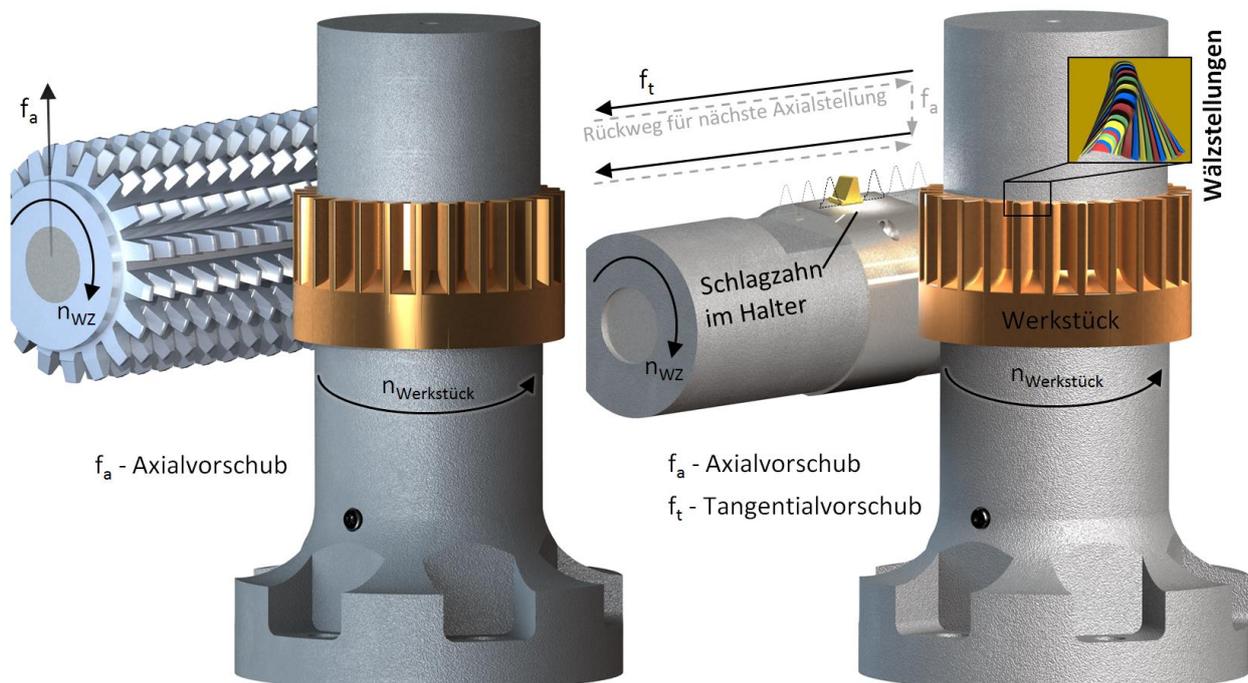


Bild 2-7 Vergleich Wälzfräsen und Schlagzahnversuch

Beim Schlagzahnversuch wird die mechanische Schneidenbelastung des verschifteten Wälzfräserzahns gleich zum Wälzfräsen abgebildet. Unterschiede zum Realprozess resultieren allerdings aus der Tatsache, dass es beim Schlagzahnversuch nicht dazu kommen kann, dass Späne, welche sich (beim Realprozess) in den Spanntuten verklemt haben, wieder in die Wirkstelle hineingezogen werden können. Oberflächendefekte auf der Zahnflanke des Werkstückes können somit nur bedingt abgebildet werden. Weiterhin erwärmen sich beim trockenen Fräsen mittels Schlagzahn Werkstück- und Schlagzahnhalter geringer als beim Realprozess. Trotzdem wird allgemein davon ausgegangen, dass sich eine Relation zwischen Realprozess und Schlagzahnversuch einstellt [Hipk11].

2.3.3 Prozesssimulation

Im vorhergehenden Kapitel wurde die Komplexität des Wälzfräsprozesses erläutert. Die Variabilität der Verzahnungskenngrößen resultiert im Prozess in unterschiedlichsten Belastungsbedingungen (Wälzstellungen, Spangeometrien, Spannungsdicken, Schnittbogenlängen, etc.). Dadurch ist es notwendig, diese vorab zu bestimmen und falls möglich durch Prozessanpassungen zu verringern. Dabei wird wie in vielen Zerspanprozessen auf Simulationen zurückgegriffen, um aufwändige und kostenintensive Zerspanversuche zu minimieren. Die beim Wälzfräsen eingesetzten Methoden werden in diesem Kapitel dargestellt.

Im Laufe der letzten Jahre etablierten sich zwei Methoden, zum einen die Durchdringungsrechnung und zum anderen die Simulation auf Basis der Finiten Elemente Methode (FEM). Liegt der Vorteil der Berechnungszeit auf Seiten der Durchdringungsrechnung, berücksichtigt die FEM mehr Prozesskenngrößen und liefert dadurch ein realitätsnahes Ergebnis. So liegt es am Anwendungsfall und an den benötigten Ausgabegrößen, welche Methode verwendet wird.

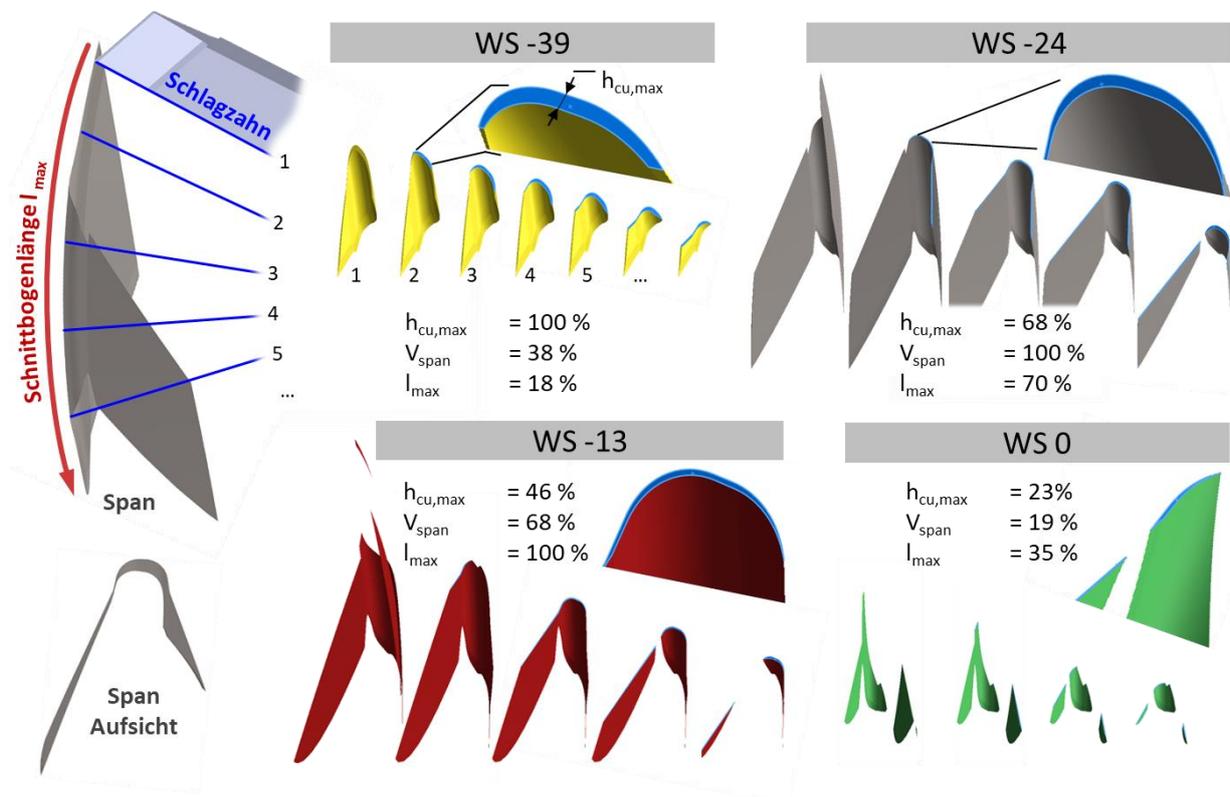


Bild 2-8 Geometrische Durchdringung mittels CAD und resultierende Späne

In der geometrischen Durchdringungsrechnung [Kloc02, Bouz02] wird ein Werkstück mit einem oder mehreren Wälzfräserzähnen so positioniert, dass die Achsbewegungen der Wälzfräsmaschine simuliert werden. Dabei durchdringt der Wälzfräserzahn das Werkstück. Aus der Schnittmenge können die Spanungsgeometrien, beim Wälzfräsen sind es die unterschiedlichen Wälzstellungen, bestimmt werden. In Bild 2-8 wurde die Durchdringungsrechnung mit einem kommerziellen CAD System (Solid Works) durchgeführt.

Die Schnittmenge zwischen Werkzeug und Werkstück – die unverformte Spanungsgeometrie – kann im Nachhinein ausgewertet und auf einen einzelnen Schneidenabwicklungspunkt am Bezugsprofil des Wälzfräasers bezogen werden. Dominierend sind dabei maximale und mittlere Kopfspanungsdicken und Schnittbogenlängen. Die in Bild 2-8 dargestellten Spanungsgeometrien sind untereinander maßstäblich. Für die vier dargestellten Wälzstellungen sind ebenfalls die Schnitte der Spanungsgeometrien gezeigt, an welchen sich die Spanungsdicken im jeweiligen Drehwinkel des Schlagzahnes erkennen und auslesen lassen. Ein qualitativer Vergleich der Kopfspanungsdicke, des Spanvolumens und der Schnittbogenlänge verdeutlicht an Hand der Prozentangaben erneut die unterschiedlichen Ausprägungen der Späne und der daraus folgenden komplizierten Belastungsverteilung am Wälzfräserzahn. Unter der Annahme, dass hohe Spanungsdicken hohe Initialschläge und größere Schnittbogenlängen längere Aufheizzeit bewirken, lassen sich erste Prognosen zur Belastungsverteilung erstellen. Die Vielzahl an Verzahnungsgeometrien zeigt jedoch, dass sich nicht alle Verschleißausprägungen dadurch beschreiben lassen.

Ein kommerziell verfügbares System namens SPARTApro wird vom Werkzeugmaschinenlabor (WZL) der RWTH Aachen angeboten [Kloc02, Kloc12, Kloc15]. Ein weiteres Berechnungssystem auf Basis von Visual Basic ist HOB3D der Universität Kreta [Anto11, Anto12, Bouz08]. Ebenfalls aus Griechenland wird FRS/Mat offeriert, welches unter Nutzung von Matlab Spanungsgeometrien berechnet [Bouz02].

Anknüpfend an diese Herangehensweise versuchten [Mund92] und [Hipk11] die aufsummierte Schnittbogenlänge, die Anzahl an Schneideneingriffen und die mittlere Spanungsdicke als potenzielle Einflussgrößen zu bestimmen. Dabei ermittelte [Mundt92] die mittlere Spanungsdicke als dominierenden Einfluss auf den

Freiflächenverschleiß. Bei Schrägverzahnungen gewinnt zusätzlich die Schnittbogenlänge an Bedeutung. Für eine absolute Standlängenabschätzung bei geänderten Schnittparametern muss ein Vergleich mit unterschiedlichen Verzahnungsfällen herangezogen werden [Mund92]. Bei [Hipk11] bilden Regressionsrechnungen auf Basis von Zerspanexperimenten den Lösungsansatz.

Im Gegensatz zur Durchdringungsrechnung bietet die FEM Modellierung zusätzlich zu theoretischen Spanungsgeometrien auch Verformungen und Spanstauchungen zu berücksichtigen. Mit geeigneten Materialmodellen sind ebenfalls Rückschlüsse auf Temperaturen und Spannungen im Werkzeug möglich. Wird die Durchdringungsrechnung für das Wälzfräsen seit den 1970er Jahren [Sulz73] eingesetzt, ist die FEM Berechnung erst durch die steigende Leistungsfähigkeit der Rechentechnik möglich [Bouz08, Herz14, Karp16b]. Basierend auf den geometrischen Randbedingungen, welche für das Wälzfräsen vorab erstellt bzw. konstruiert werden müssen (bspw. CAD), nutzt das FEM System diese zur Spanbildungssimulation. Für die FE- Berechnung ist es zunächst erforderlich, das zu zerspanende Werkstück durch ein Elementenetz abzubilden. Je nach Simulationsprogramm müssen Elementtypen, -größen und -verteilungen festgelegt werden. In der Literatur sind vor allem Berechnungen mittels Deform 3D der Fa. Scientific Forming Technologies Corporation [Bouz08, Zhou15] und Advant Edge der Fa. Third Wave [Liu14, Karp16a] genannt. Um den Spanbildungsprozess abzubilden, wird Deform 3D, welches ursprünglich ein Simulationsprogramm zum Umformen ist, genutzt. Im Gegensatz dazu spezialisierte Third Wave Systems sich auf Zerspanprozesse und bietet daher Werkzeug- und Materialbibliotheken sowie vorgefertigte Fertigungsprozesse an. Es besteht jedoch ebenfalls, wie für das Wälzfräsen notwendig, die Möglichkeit alle Einstellungen selbst zu implementieren. Die Herausforderung beim Wälzfräsen ist dabei die Positionierung von Werkzeug und Werkstück für eine Wälzstellung und die Wahl der Vernetzungsgröße, da die Spanungsdicke an einem Wälzfrässpan zwischen ca. 0,20 mm bis hin zu wenigen Mikrometern reicht. Hierdurch wird direkt die Berechnungszeit beeinflusst. Seit 2017 bietet ein neues Modul in Advant Edge die Möglichkeit, den gesamten Wälzfräsprozess zu simulieren [N.N.17]

Die in Bild 2-9 dargestellten Ergebnisse verschiedener Wälzstellungen zeigen den Vergleich der verschiedenen Simulationsmethoden mit realen Spänen des

Wälzfräsprozesses. Im Gegensatz zur Durchdringungsrechnung, welche in wenigen Minuten alle Wälzstellungen eines Verzahnungsfalls berechnet, benötigt die FE Simulation für einen einzelnen Span je nach Vernetzungsdichte Tage bis mehrere Wochen. Durch intelligente Wahl der Vernetzung kann dies noch gesenkt werden, jedoch wird die Berechnung stets mehr Zeit in Anspruch nehmen als die geometrische Durchdringungsrechnung. Als mögliches Analyseverfahren könnte für einen Verzahnungsfall zunächst eine Durchdringungsrechnung durchgeführt werden. Hieraus ergeben sich geometrische Belastungskenngrößen wie bspw. Kopfspannungsdicke, Schnittbogenlänge und Spanvolumen, siehe Diagramm Bild 2-9. An einer bestimmten Maximalbelastung (höchste Kopfspannungsdicke oder höchstes Spanvolumen) kann diese Wälzstellung zusätzlich mittels FEM simuliert werden. Hieraus kann bspw. die Spanflächentemperatur zum Kolkverschleiß korreliert werden (vgl. Bild 2-7 Mitte unten) oder auch die Spanformung als Prozessinterpretation dienen.

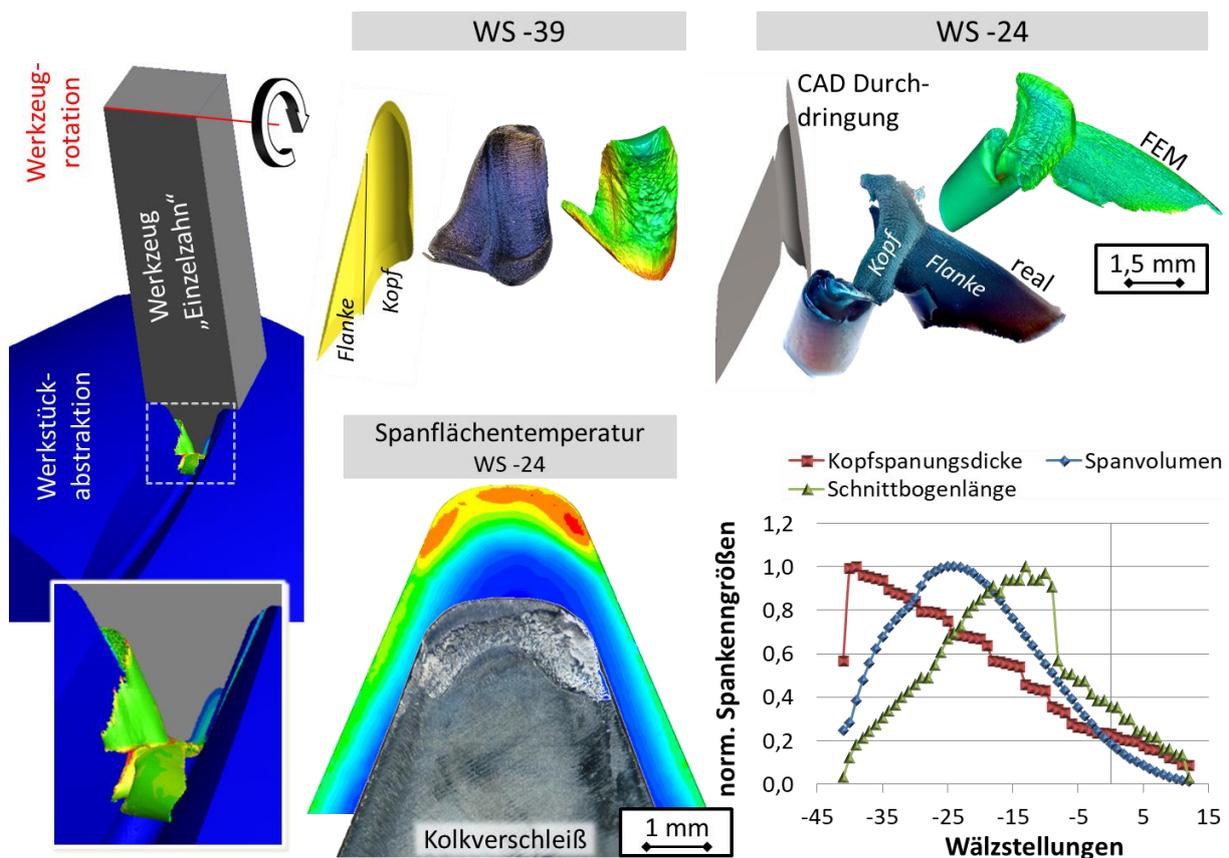


Bild 2-9 FEM Simulation verschiedener Wälzstellungen

Die Nutzung der FE-Simulation beim Wälzfräsen in Verbindung mit ausführlichen Zerspanuntersuchungen findet sich bei [Karp17a, Karp17b]. Eine Vielzahl von

Berechnungen für verschiedene Bezugsprofile zeigte eine qualitativ gute Übereinstimmung der Spanflächentemperatur mit dem auftretenden Kolkverschleiß. Aufgrund der Berechnungszeit wurde für jeden Verzahnungsfall nur die Wälzstellung des größten Spannungsvolumens simuliert.

Den Gesamtprozess simulierte [Dong16] ebenfalls in AdvantEdge. Er nutzte das Fräsm modul des Programms, importierte eigene CAD Modelle für Fräser und Werkstück und simulierte den Vollschnitt des Prozesses. Durch Variation des Span- und Freiwinkels ergaben sich beim Wälzfräsen unterschiedliche Maximaltemperaturen und Maximalkräfte. Als Optimum stellte sich ein Spanwinkel von $+3^\circ$ und ein Freiwinkel von $+10^\circ$ heraus. Zur Validierung werden Fräsversuche gezeigt, welche die Ergebnisse bestätigen. Die Analyse der Versuche kann nicht vollständig nachvollzogen werden, da Angaben zur Verzahnungsgeometrie gänzlich fehlen.

Seitens der Fa. Third Wave wird sich seit ca. 2014 mit der Simulation des Wälzfräsprozess beschäftigt [Liu14]. Der Fokus liegt hierbei jedoch mehr auf dem Gesamtsystem und weniger auf der Spanbildung einzelner Wälzstellungen.

2.4 Temperatur und Wärmeverteilung beim Zerspanen mit definierter Schneide

Bei der spanenden Materialbearbeitung nach DIN 8589 wird die kinetische Energie, resultierend aus der Relativbewegung des Werkzeuges und/oder des Werkstückes beim Aufeinandertreffen des Wirkpaares, bestehend aus Werkstück und Werkzeug, in mechanische Arbeit umgewandelt. Während des Zerspanungsvorganges trennt sich aus der Randschicht des Werkstücks definiert Material in Form von Spänen heraus. Die während des Zerspanprozesses zuzuführende Leistung P_c setzt sich aus dem Produkt von Schnittkraft und Schnittgeschwindigkeit zusammen [Denk11, Kloc08]. Die Schnittkraft fließt gemeinsam mit der Vorschub- und der Passivkraft in die im Prozess aufzubringende Zerspankraft ein. Die dem Prozess zugeführte Energie in Form der Schnittleistung P_c verteilt sich, wie Bild 2-10 zeigt, anteilig auf das Werkstück, das Werkzeug, den Span und die Umwelt (Wärmestrahlung, Konvektion, Kühlung, etc.).

Die für die Zerspaltung notwendige Schnittkraft ist eine räumlich wirkende Kraft und die bedeutsamste Größe für die Spanabnahme [Denk11, Froh02, Kloc08]. Das Werkzeug muss für die Spanabnahme in Folge einer elastischen und plastischen Materialverformung durch den Schneidkeil eine Vielzahl von Widerständen überwinden, wobei das abzuspannende Material vorerst gestaucht und verfestigt wird. Nach dem Überschreiten der maximal zulässigen werkstoffabhängigen Schubspannung setzt das Fließen des Werkstoffes ein und beginnt mit Erreichen der Bruchgrenze sich in Form eines Spanes abzuscheren, welcher über die Spanfläche des Schneidkeils abläuft [Amor03, Muel04, Pabs08]. Für eine Energie- und Wärmebilanzierung des Zerspaltungprozesses müssen die Ursachen und Wirkstellen der Energieumsetzung einzeln analysiert werden. Alle spannenden Fertigungsverfahren verbindet jedoch die Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit. Diese bestimmt direkt die Wärmeaufteilung, da die Wärmeleitungsgeschwindigkeit konstant bleibt. Dementsprechend steigt der Anteil der über den Span abgeführten Wärme mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit.

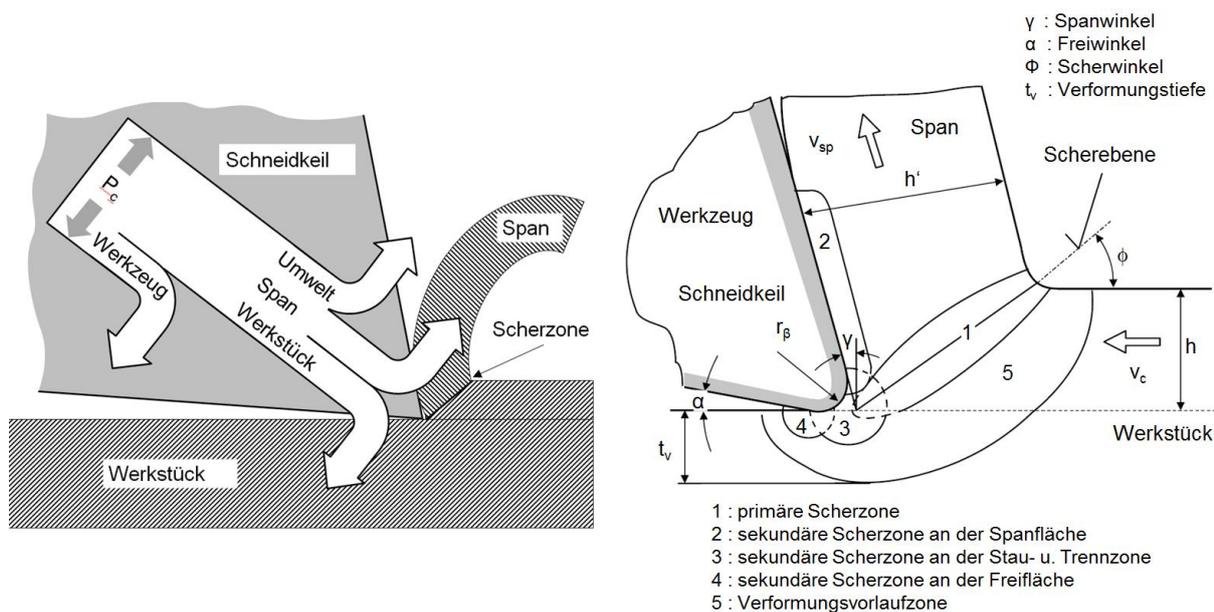


Bild 2-10 Aufteilung der Wirkleistung und Wirkzonen am Schneidkeil [Warn74]

Die während des Zerspaltungsvorgangs benötigte Leistung bzw. eingebrachte Energie wird zu ca. 90% in Wärmeenergie umgewandelt [Toen95, Vier70]. Innerhalb des Zerspaltungprozesses teilen sich die Wärmequellen in der Wirkstelle auf die Scherzone (Wärme aufgrund Scherung), das Trenngebiet (mechanische Energie zur Überwindung der Duktilität des Werkstückwerkstoffes), die Freifläche (thermische Energie in Form von Reibung) und die Spanfläche (thermische Energie in Form von

Reibung durch Abgleiten des Spanes) auf [Dama90, Scho02, Vier53]. In der Trennzone (Trenngebiet) wird der Span vor der Schneidkante vom Werkstück separiert. Voraussetzung dafür ist, dass die Verformungsfähigkeit des Werkstoffs größer ist als die Spanverformung in der Scherebene [Vier53]. Die während der Spanabnahme durch Reibung entstandene Wärme wird zum einen über den Span abgeführt und bewirkt zum anderen die Erwärmung des Werkstücks. Laut [Scho02] wird die Wärmeenergie zu 75% mit dem Span abtransportiert, die restliche Wärmeenergie geht zu 18% in das Werkzeug und 7% in das Werkstück. Die höchsten Temperaturen treten auf der Spanfläche auf, wenn der Span über die Spanfläche gleitet und die damit verbundene Flächenreibung die Wärmeentstehung auf eben dieser fördert [Muel04]. Durch die steigende Temperaturbelastung des Schneidstoffes nimmt in Folge dessen die Härte ab. Der Abrieb, verursacht durch die plastische Verformung, und der Verschleiß der Werkzeugschneide nehmen zu. Im Hinblick auf die während des Zerspanens zu berücksichtigende Temperaturentwicklung ergeben sich für die Schneidstoffe neben der Beständigkeit gegenüber mechanischer und chemischer Beanspruchung erhöhte Anforderungen an die Warmhärte, Warmfestigkeit, Thermoschockbeständigkeit und Temperaturwechselfestigkeit [Scho02].

Wie bereits aufgezeigt, werden im Laufe der Zerspanung das Werkzeug und das Werkstück zeitgleich thermisch belastet. Im Zerspanprozess mit Schnittunterbrechung, wie es beispielsweise beim Fräsen der Fall ist, sind die Werkzeugschneiden im Millisekundenbereich Aufheiz- und Abkühlvorgängen ausgesetzt. Diese instationäre Temperaturverteilung an der Werkzeugschneide hat, neben der mechanischen Belastung der Schneide, auch einen großen Einfluss auf dessen Verschleißverhalten. Vernachlässigt man die kinetische Energie der Späne sowie die im Werkstoff induzierten Eigenspannungen, wird die gesamte aufgebrachte mechanische Leistung P_e vollständig in thermische Energie umgewandelt. Die zwischen Werkzeug und Werkstück umgesetzte thermische Energie teilt sich in Folge in die thermischen Mechanismen Wärmeleitung, Wärmeübertragung durch Konvektion und Wärmetransport durch Strahlung auf den gesamten Prozess auf [Toen95]. Vernachlässigt man die Einflüsse der während des Prozesses wirkenden Umwelteinflüsse und setzt den Verzicht auf Kühlschmierstoff voraus, so lassen sich drei Wärmeströme bestimmen. Diese drei Wärmeströme teilen sich auf das

Werkstück, das Werkzeug und den Span auf, wie Gleichung 2-1 [Eise99] verdeutlicht.

$$P_e = Q'_{ges} = Q'_{WZ} + Q'_{WS} + Q'_{SP} + Q'_{UW} = 100\% \quad (2.1)$$

$$P_e = Q'_{ges} = Q'_{WZ} + Q'_{WS} + Q'_{SP} = 100\%$$

Die drei Wärmeströme hängen in ihrer prozentualen Verteilung stark von der Schnittgeschwindigkeit v_c ab. Durch die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit v_c nimmt der Energieanteil, welcher durch plastische Verformung und Reibung innerhalb der Kontaktzone generiert wird, zu und damit verbunden auch die Wärmegenerierung innerhalb dieses Bereiches [Step97]. Die Spanungsdicke besitzt nach der Schnittgeschwindigkeit v_c den nächstgrößeren Einfluss auf die Temperaturentwicklung [Vier53]. Der Wärmestrom in das Werkstück hängt von der Wärmeleitfähigkeit, dem Fertigungsverfahren und von der Geschwindigkeit, mit der sich die Wirkstelle über das Werkstück bewegt, ab. Daraus ergibt sich, wie in Bild 2-11 angedeutet, dass mit steigender Schnittgeschwindigkeit v_c der über den Span abgeführte Energieanteil zunimmt. Durch die zunehmend verkürzte Kontaktzeit fließt zwischen Schneide und Werkstück die in der Scherebene generierte Wärme mit geringer werdendem Anteil in das Werkstück [Dege09, Denk11]. Für das Drehen von Ck60 ($v_c = 60$ m/min, $h = 3$ mm, $f = 0,25$ mm) ist in Bild 2-11 rechts eine Momentaufnahme der Temperaturfelder und –ströme gezeigt.

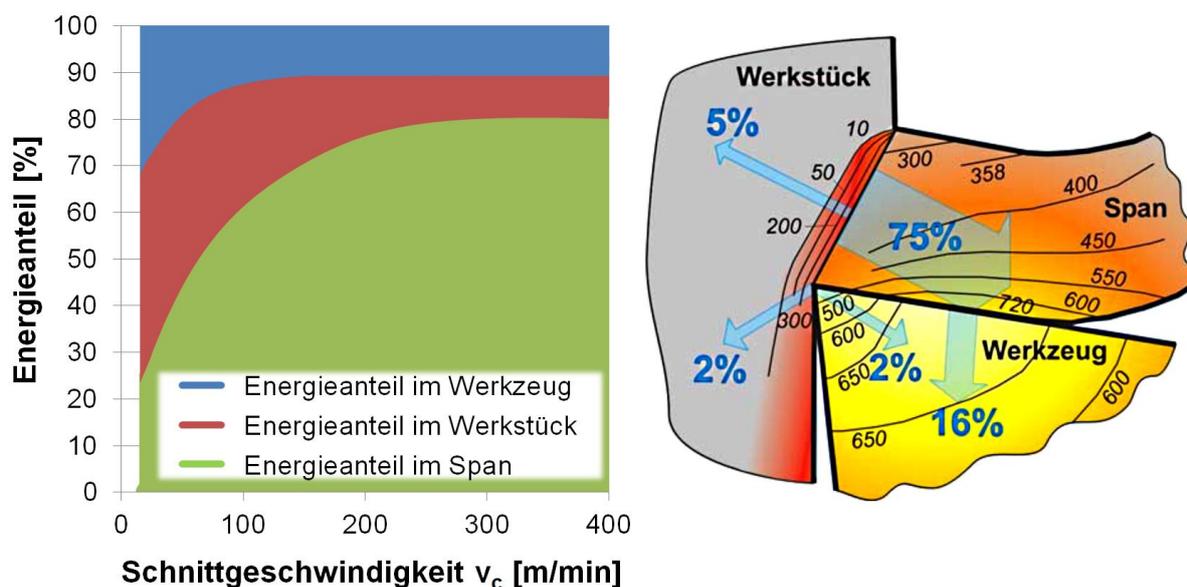


Bild 2-11 Energieverteilung beim Orthogonaldrehen links [Toen95] rechts [Webe86]

Je nach Prozess und Schnittparameter variieren die Maximaltemperaturen, jedoch bleibt der qualitative Temperaturverlauf stets erhalten. Die höchsten Temperaturen liegen dabei auf der Spanfläche an jener Stelle vor, an der der Span entgegen seiner Fließrichtung umgelenkt wird. Dass, auf der Werkzeugseite geringere Temperaturen auftreten, liegt am geringeren Wärmeleitungskoeffizienten von Beschichtung und Substrat. Von dieser Stelle ausgehend nimmt die Temperatur sowohl im Werkzeug als auch im Span deutlich ab. Auf der Werkstückseite liegt ein deutlich geringeres Temperaturniveau vor [Dege09, Toen95]. Die thermische Energieverteilung ändert sich in Abhängigkeit vom zerspannten Material, dem Fertigungsverfahren und den Schnittparametern.

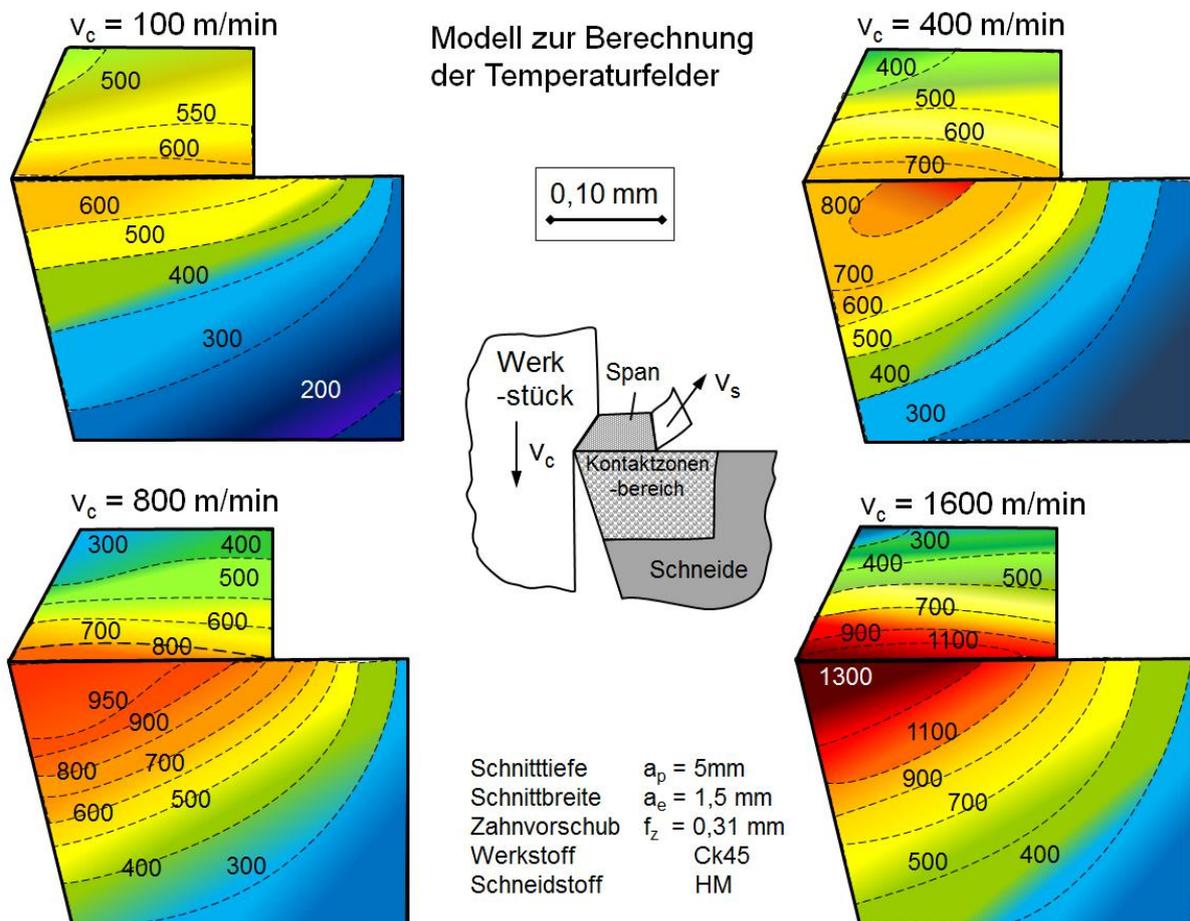


Bild 2-12 Temperaturverteilung beim Umfangsfräsen [Dama90]

Auch Damaritürk bezieht sich für die Simulation des UmfangsfräSENS auf die Scherebenen, zum einen als Umformwärme als auch als Kontaktzone zwischen Span und Spanfläche bzw. Span und Freifläche (Reibungswärme). Die in Bild 2-12 aufgezeigten Temperaturverteilungen dokumentieren wie schon bei Vieregge die Maximaltemperaturen an der Spanfläche des Werkzeuges. Selbst bei der niedrigsten

Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100 \text{ m/min}$ sind innerhalb des Werkzeuges noch hohe Temperaturgradienten zu verzeichnen. Dies ist im Hinblick auf Temperaturmessungen relevant, da gerade beim Fräsen diese Maximaltemperaturen nur kurzfristig erscheinen und sich mit Abkühlphasen zwischen den Zahneingriffen abwechseln.

2.5 Messtechnik bei Zerspanprozessen

Die bei der Zerspanung in der Wirkzone Werkzeug/Werkstück auftretenden Temperaturen sind seit Jahrzehnten Gegenstand zahlreicher experimenteller und theoretischer Untersuchungen. Einen Überblick über die Vielzahl an Versuchen zeigt Davies et al. [Davi07]. Häufig stehen dabei die Werkzeugtemperaturen an der Spanfläche im Mittelpunkt des Interesses. Am Übergang von der Spanfläche zum Span treten durch Reibung die Maximaltemperaturen auf, welche im Allgemeinen die Standzeiten der Werkzeuge bestimmen. Der Fokus dieser Arbeit liegt hingegen auf den bei der Zerspanung erzeugten Werkstücktemperaturen. Sie beeinflussen die Qualität des gefertigten Bauteils, insbesondere seiner Oberfläche [Wies90].

Eine weitere wichtige Kenngröße für Zerspanungsprozesse sind die auftretenden Kräfte. Hierbei dominieren Messmittel mit piezoelektrischen Sensoren oder Dehnmessstreifen [N.N.13].

2.5.1 Prognose und messtechnische Bestimmung der Zerspankräfte beim Wälzfräsen

Gegenüber den Verfahren Drehen und Fräsen, bei welchen eine der Komponenten aus Werkzeug und Werkstück meistens ortsfest verbleibt, bewegen sich beim Wälzfräsen beide simultan. Hierdurch ist die messtechnische Zugänglichkeit eingeschränkt und es müssen Speziallösungen entwickelt werden. Wie bei vielen Zerspankraftmessungen werden hierbei piezoelektrische Sensoren verwendet. Zwei Anwendungen dieser Sensoren finden sich bei Kohlhoff [Kohl09] und Stuckenberg [Stuc08].

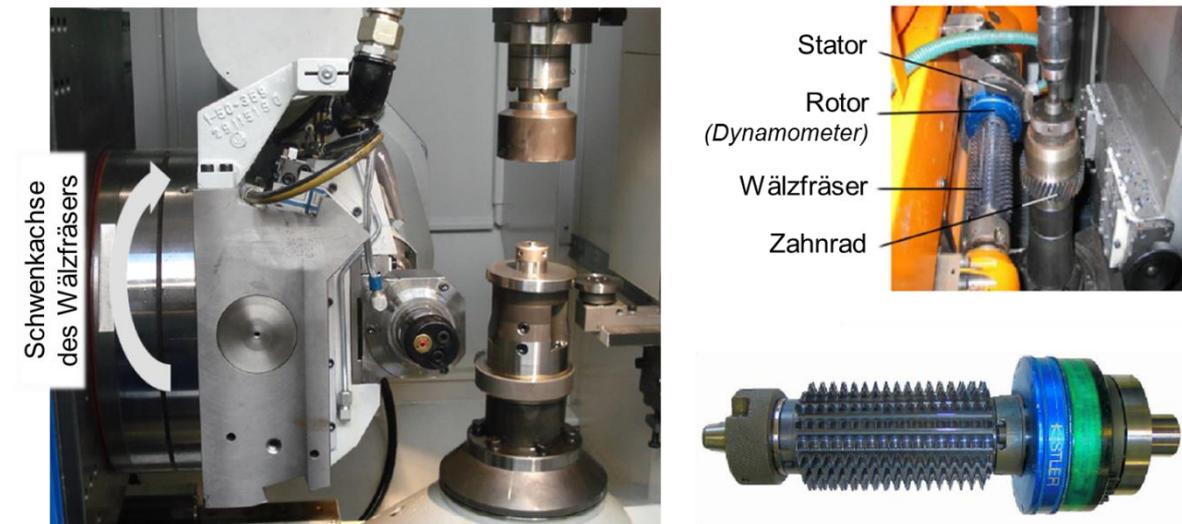


Bild 2-13 Messaufbauten beim Wälzfräsen

Ersterer nutzt hierbei ein System aus Sensoren, welche sich hinter der Schwenkachse der Wälzfräsmaschine befinden, Bild 2-13 links. Da die Rotation des Wälzfräasers vor dieser Achse realisiert wird, können alle Anschlüsse und Verbindungen verkabelt werden. Dies erleichtert die Signalübertragung, erschwert jedoch die Installation des Gesamtsystems. Stuckenberg hingegen greift auf ein kommerzielles Gerät der Fa. Kistler zurück. Dieses wird direkt auf einen Werkzeugdorn appliziert und ist damit nah an der Zerspanstelle installiert. Da sich dieses Konzept jedoch mit dem Wälzfräser dreht, muss die Signalübertragung drahtlos erfolgen, in diesem Fall über einen induktiven Stator, Bild 2-13 rechts.

Einen typischen Signalverlauf zeigt Bild 2-14. Durch den zeitgleichen Eingriff mehrerer Wälzfräserzähne sowohl eines Stollen als auch hintereinander gelegen (Hüllspirale) ist eine Separierung einzelner Wälzstellungen nicht möglich. Dies kann nur im Schlagzahnversuch aufgezeichnet werden. Entlang der Radbreite ergo in Vorschubrichtung sind dabei drei Bereiche festzustellen: Einlauf, Vollschnitt und Auslauf. Im Vollschnitt sind die Spangeometrien (Schnittbogenlänge, Spannungsdicke) konstant, daher stellt sich in diesem Bereich ein konstantes Kraftniveau ein. In Abhängigkeit vom Wälzfräserdurchmesser und weiteren Verzahnungsdaten werden der Ein- und Auslauf bestimmt. In diesen sind die Spanungsgeometrien aufgrund der Stirnseiten des Rades beschränkt und erreichen nur einen Teil des Kraftniveaus des Vollschnitts. Wird die Radbreite weiter gesenkt, sinkt ebenfalls die Maximalkraft, da die Spanungsgeometrien weiter eingekürzt werden und sich kein Vollschnittbereich mehr einstellen kann (Breite 25 mm und

15 mm). In Prozesssimulationen wird daher der Vollschnittbereich simuliert, weil dort die maximalen Belastungen des Werkzeuges vorliegen.

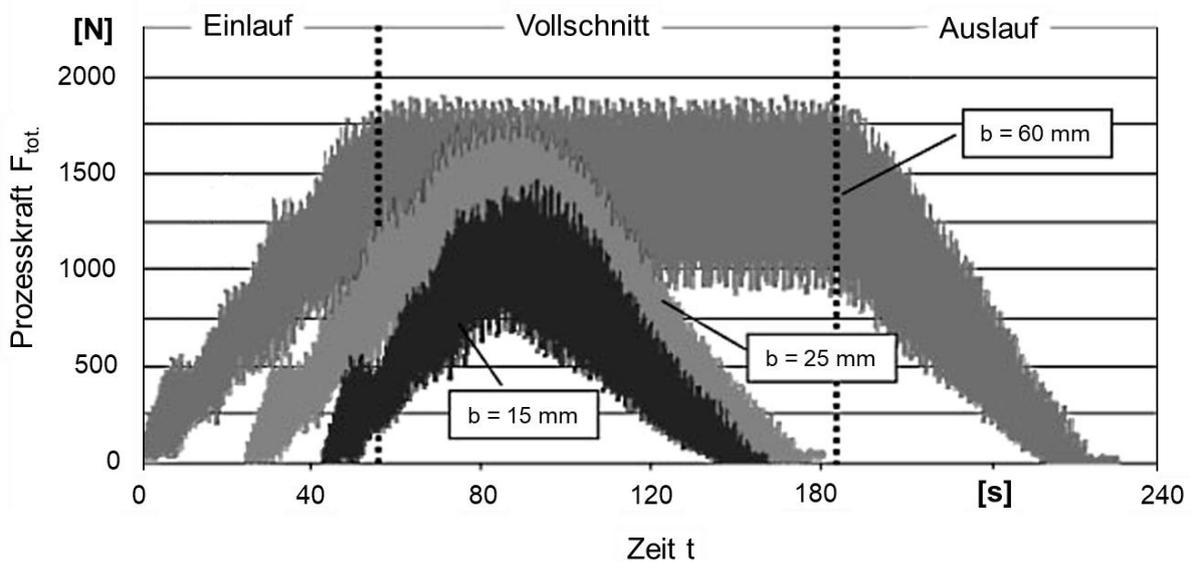


Bild 2-14 Kraftsignale beim Wälzfräsen [Kohl09]

Der erhebliche experimentelle Aufwand, solche Messungen durchzuführen, sowie die hohen Anschaffungskosten des Messequipments führten zu Bemühungen, die Kräfte beim Wälzfräsen zu modellieren und damit zu prognostizieren. Da bei jedem Verzahnungsfall die Belastungskenngrößen unterschiedlich ausfallen, ist eine exakte Berechnung der auftretenden Spannungsgeometrien erforderlich. Einen ersten Ansatz unternahm hierzu Hoffmeister [Hoff70] und Ziegler [Zieg67] für den Bereich der Kopfschneide des Wälzfräserzahnes. Mit Hilfe von Approximationsgleichungen berechneten sie Spannungsgeometrien und Schnittkräfte. Die dabei von Hoffmeister entwickelte Gleichung zur Bestimmung der maximalen Kopfspannungsdicke besitzt auch heute noch Gültigkeit und wird in vielen Industrieunternehmen zur einfachen Prozessauslegung genutzt. Die Erweiterung der Analyse entlang der gesamten Schneidkante des Wälzfräserzahnes wurde nachfolgend von Sulzer durchgeführt. Die Verbesserung der Rechentechnik ermöglichte ihm die digitale Berechnung von Algorithmen zur diskreten Beschreibung der werkstückbezogenen Querschnittsflächen.

Die Diskretisierung der einzelnen Späne (entlang der Schneidkante als auch in Richtung der Spannungslänge) nutzte zunächst Bouzakis [Bouz79, Bouz80], später Gutmann [Gutm88]. Die Berechnung der einzelnen Querschnittflächenkräfte erfolgt nach der Zerspankraftformel von Kienzle, Bild 2-15. Nach der Berechnung aller

Querschnittsflächenkräfte einen Spanes wird durch Superposition eine Gesamtzerspankraft bestimmt. Durch mehrere Berechnungsdurchläufe ergeben sich aus inkrementellen Kraftkomponenten vektoriell aufsummierte Zahn-, Stollen- und Gesamtkräfte [Kobi02].

Eine weitere Erhöhung der Diskretisierung wurde durch den Einsatz von CAD Software möglich. Hierbei verband Antoniadis [Anto12] die Herangehensweise von Bouzakis mit einem CAD System. Beides mündete in der Software HOB3D.

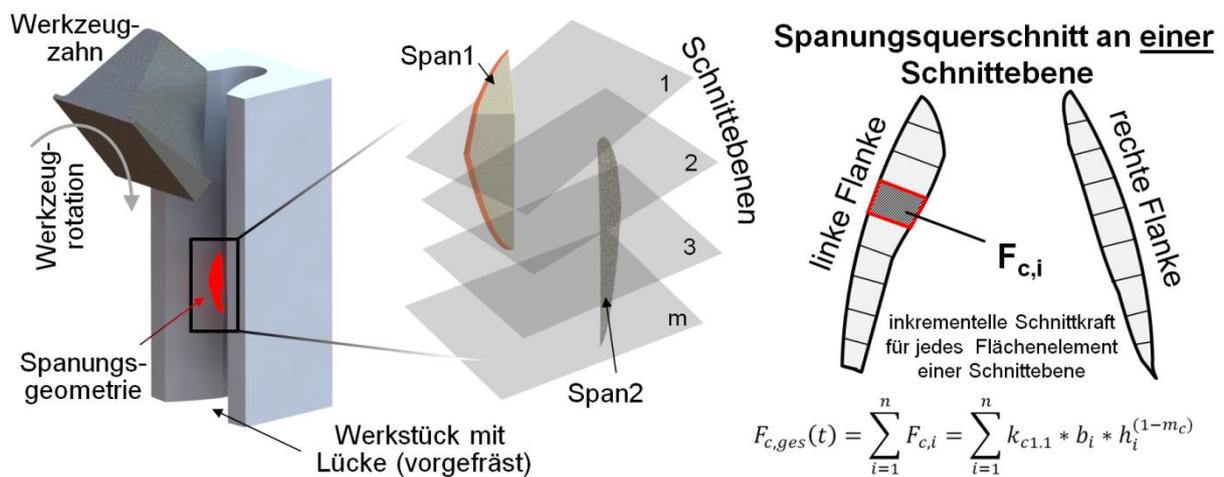


Bild 2-15 Diskretisierung der Spangeometrien nach [Bouz81] und [Gutm88]

2.5.2 Temperaturmessungen in der Zerspanung

Eine weitere wichtige Kenngröße für Zerspanprozesse ist die auftretende Temperatur am Span, Werkzeug oder Werkstück, da diese, wie auch die auftretende mechanische Kraft, zur Auslegung von Prozessen dient. Gegenüber der Kraftmessung, welche an einer beliebigen Stelle im Kraftfluss erfasst werden kann, ist es aufgrund der hohen Temperaturgradienten notwendig, so nah wie möglich an der Wirkstelle zu messen [Davi07]. Hierdurch werden jedoch die möglichen Temperaturmessverfahren stark eingeschränkt [Bern14]. Je nach Fertigungsverfahren ergeben sich spezifische Vor- und Nachteile der jeweiligen Messverfahren. Eine Übersicht und angewandte Vorgehensweise zur berührenden

Temperaturmessung als auch zur Strahlungsmessung ist im Abschlussbericht des Schwerpunktprogrammes 1480 dargestellt [Soel18].

Kalorimetrie

Die Kalorimetrie hat die Ermittlung thermodynamischer Stoffeigenschaften über die Wärmemessung zum Ziel. Die Wärme bzw. die auftretenden Wärmeströme lassen sich nur in Form von Temperaturdifferenz messen. Kalorimeter werden als abgeschlossene thermodynamische Systeme betrachtet, welche das Messsystem (Werkstück, Span und Arbeitssystem) und die Umgebung beinhalten [Kohl96, Ziel02].

In der Zerspanung sind Einwurfkalorimeter in aller Regel als Flüssigkeitskalorimeter konzipiert, bei deren Verwendung der Untersuchungsgegenstand in eine Flüssigkeit mit einem guten Wärmeleitkontakt eingebracht wird. Durch die Gültigkeit des Energieerhaltungsgesetzes unter der Berücksichtigung des stationären Zustandes, ist die abgegebene Wärmemenge (Späne) gleich der aufgenommenen Wärmemenge (Flüssigkeit). Im Hinblick auf die kalorimetrischen Untersuchungen bei der Zerspanung sind zur Ermittlung der Wärmemengen die spezifischen Wärmekapazitäten des Fluids sowie die des Kalorimeters im Zuge von Vorversuchen zu bestimmen [Koeh04]. Über die Mischtemperatur der jeweiligen im Kalorimeter befindlichen Stoffe lässt sich unter Kenntnis der Massen (m_{sp} , m_{fl}) sowie der spezifischen Wärmekapazitäten ($c_{p,sp}$, $c_{p,fl}$) der am Versuch beteiligten Stoffe bei annähernd konstantem Druck und ohne äußere Wärmezufuhr die Temperatur des Untersuchungsgegenstandes ermitteln [Koeh04]. Die dabei ausgetauschten Wärmemengen $\Delta Q_{sp} = \Delta Q_{fl}$ können mittels Gleichung 2.2 berechnet werden [Fisc70, Groß12, Koeh04]. Zur Bestimmung des Temperaturunterschiedes innerhalb der Flüssigkeit werden zumeist Thermolemente oder Widerstandthermometer eingesetzt.

$$\Delta Q_{sp} = m_{sp} * c_{p,sp} * \Delta T_{sp} = \Delta Q_{fl} = m_{fl} * c_{p,fl} * \Delta T_{fl} \quad (2.2)$$

In einer Vielzahl von Untersuchungen zur Bestimmung der Gesamtwärmemenge kam diese Messmethode zum Einsatz [Fisc70, Eise99, Opal03, Koeh04, Denk12].

Thermoelektrische Temperaturmessung

Zur Bestimmung der Temperatur an Werkzeugen und Werkstücken sind prinzipiell berührende und nichtberührende Verfahren geeignet. In der Gruppe der berührenden werden zumeist Thermoelemente und Widerstandsthermometer eingesetzt. Bei der Anwendung solcher Messelemente wird vorausgesetzt, dass die Temperatur am Messfühler die Temperatur des Messobjektes widerspiegelt. Je nach Baugröße, Messort und Applikation wird diese Annahme nur näherungsweise erreicht. Nach Blanke [Blan90] wird das Messergebnis maßgeblich durch:

- die Wärmekapazität des Thermometers
- die Kontaktbedingungen zwischen Thermometer und Messobjekt und
- die Anzeigeverzögerung (T_{90} Zeit) des Thermometers bestimmt.

Widerstandsthermometer nutzen den physikalischen Effekt, dass sich der elektrische Widerstand von leitfähigen Materialien in Abhängigkeit der Temperatur ändert. Unter Kenntnis dieses Effekts kann innerhalb einer Messschaltung bspw. die Spannungsänderung bei konstantem Strom erfasst und daraus auf die Temperatur geschlossen werden. Industriell weit verbreitet sind hierfür Platin-Widerstandsthermometer mit Widerständen von $R_0 = 100 \Omega$ oder $R_0 = 1000 \Omega$ bei einer Referenztemperatur von 0°C .

Neben Widerstandsthermometern werden in der Zerspantechnik zur berührenden Temperaturmessung auch Thermoelemente eingesetzt. Das hierfür genutzte physikalische Prinzip wird als Seebeck-Effekt bezeichnet. Bei Thermoelementen werden hierzu zwei unterschiedliche Materialien elektrisch miteinander verbunden (nah der Wirkstelle). Durch den Temperaturunterschied von Wirkstelle zu einer Vergleichsstelle (meist Eiswasser mit 0°C) und unterschiedlichen Wärmeleitkoeffizienten der Materialien wird eine Thermospannung induziert. Die Messung dieser gibt Aufschluss über die an der Wirkstelle vorhandene Temperatur. Meist werden hierfür industrielle Mantelthermoelemente verwendet. Nachteilig bei dieser Messtechnik ist die geringe elektrische Spannung. Ebenfalls muss bei hohen Temperaturgradienten oder schnellen Temperaturschwankungen, wie sie beim Fräsen an der Schneide vorliegen, darauf geachtet werden, dass Thermoelemente aufgrund ihres Ansprechverhaltens nur mittlere Prozesstemperaturen messen. Daher

sind Thermoelemente nicht für schnell wechselnde hohe Temperaturgradienten geeignet.

Strahlungsmessung

Jeder Körper mit einer Temperatur oberhalb des absoluten Nullpunktes (0 K bzw. 273,15°C) emittiert Strahlung. Diese korreliert mit seiner thermodynamischen Temperatur [Bern04, Baeh16]. Von hoher Bedeutung bei der Strahlungsmessung ist die Emissivität (ϵ) der gemessenen Oberfläche. Der dementsprechende Emissionsgrad eines Körpers gibt an, wieviel Strahlung er im Vergleich zu einem idealen Wärmestrahler („schwarzer Strahler“) abgibt [Beye12]. Gegenüber der berührenden Temperaturmessung sind mittels Strahlungsmessung sehr kurze Ansprechzeiten möglich, da sich die Strahlungsleistung ohne Verzögerung in die Hemisphäre emittiert [Froh02]. Dadurch, dass wie im Stefan Boltzmann Gesetz aufgezeigt (Gleichung 2.3) die Gesamtstrahlungsleistung mit der vierten Potenz der Temperatur eingeht, sind hochgenaue berührungslose Temperaturmessungen möglich.

$$P = \epsilon \cdot \sigma \cdot A \cdot T^4 \quad (2.3)$$

Die vom Messkörper emittierte Strahlung trifft im Messmittel auf einen Strahlungsempfänger. Dieser konvertiert die ihn erreichte Strahlungsleistung innerhalb eines begrenzten Wellenlängenbereichs in eine elektrische Größe. Je nach verwendetem Sensor wird der spektrale Messbereich vorgegeben. Den für den Wellenlängenbereich des Messgerätes relevanten und von der Temperatur abhängigen Emissionskoeffizienten kommt eine besondere Bedeutung zu. Gerade bei metallischen Oberflächen können Reflexionen das Messergebnis verfälschen. Daher wird oft die zu betrachtende Oberfläche mit schwarzem Lack bzw. mit Graphitpulver beschichtet, um den Emissionskoeffizienten der Messstelle mit 1 („schwarzer“ Strahler) annehmen zu können. Jedoch können unterschiedliche Schichtdicken und der Wärmeübergang zur Beschichtung das Messergebnis ebenfalls verfälschen. Ein weiterer Ansatz ist die Einschränkung des zu messenden Strahlungsspektrums. Der Hintergrund dieser Maßnahme ist die Erzeugung eines „grauen“ Strahlers. Dieser besitzt über den Wellenlängenbereich einen konstanten Emissionsgrad [Dewi88]. Je stärker der Wellenlängenbereich eingeschränkt wird, je näher gelangt man den Eigenschaften eines „grauen“ Strahlers.

Bei Strahlungsmessgeräten gibt es ferner die Einteilung in Pyrometer und Thermografiekameras. Erstere bezeichnet die Bestimmung der absoluten Temperatur durch Messung der Körpereigenstrahlung ohne räumliche Abtastung des Objektfeldes (der Lichtleiterdurchmesser bestimmt den Messfleck) [Dewi88, Muel04, Ueda01]. Demgegenüber erhält man bei der Thermografie eine bildhafte Temperaturverteilung in Form einer 2D Pixelmatrix.

Temperaturmessungen beim Wälzfräsen

Bezogen auf das Wälzfräsen liegen nur wenige Untersuchungen zum Temperaturverhalten vor. In einem BMBF-Projekt untersuchte Knoche [Knoc98] den Einfluss des Kühlschmiermittels auf die Prozessstabilität. Über die Bearbeitung von 1000 Bauteilen zeigte sich dabei ein kontinuierlicher Anstieg der Zahnweite nach der Bearbeitung (nach der Abkühlung gemessen). Jedoch prägte sich dieser deutlich stärker bei der Trockenbearbeitung aus. Auch das in Bild 2-16 gezeigte Streuband der Zahnweite ist bei der Trockenbearbeitung größer. Die dabei erfassten Temperaturen (direkt nach der Bearbeitung) zeigten einen ähnlichen Verlauf, bei der Trockenbearbeitung von 47°C auf 58°C und bei der Vollstrahlkühlung gleichbleibend bei 34°C. Weiterhin stellte Knoche eine Flankenlinienwinkelabweichung von 35 µm nach der Bearbeitung von 1000 Bauteilen fest.

Modul:	2,75 mm	Durchmesser:	90 mm	Schnittgeschw.:	130 m/min
Zähnezahl:	37 mm	Gangzahl:	3	Axialvorschub:	2,7 mm/WU
Zahnbreite:	19 mm	Stollenzahl:	19	Gleichlauf	
Schrägungsw.:	19° R	Werkstoff:	16MnCr5	Volumenstrom:	100l/min
Eingriffswinkel:	23°45' mm	Substrat:	S6-5-2-5	KSS:	Rotanor CF32
Kopfkreisd.:	110,2 mm	Schicht:	TiN		
Werkstoff:	16MnCr5				

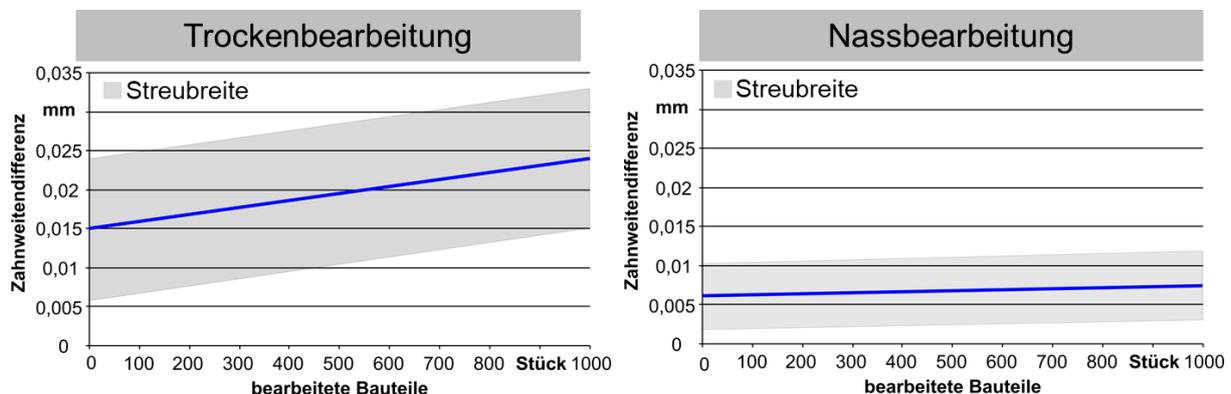


Bild 2-16 Entwicklung der Zahnweite bei Trocken- und Nassbearbeitung [Knoc98]

Ein ähnliches Versuchsprogramm führte in jüngster Zeit Cao durch [Cao17]. Dieser bestückte eine Wälzfräsmaschine mit mehreren Widerstandsthermometern (Lager, Motoren, Antriebe, Maschinenbett, Umgebung). Die Bauteiltemperatur wurde mit einer IR-Kamera erfasst. Es wird beschrieben, dass die Emissivität des Werkstückes berücksichtigt wurde, jedoch fehlen Erläuterungen hierzu. Die Lageabweichung der Achsen der Wälzfräsmaschine wurde ebenfalls überwacht. Die Gesamtheit der Daten wurde mittels Fuzzy-Logik ausgewertet und in ein Model überführt. Die hieraus berechnete Abweichung wurde an die Wälzfräsmaschine übergeben und in Form einer X-Korrektur (Tauchtiefe/Zustellung) kompensiert. Unerwähnt bleiben die Übertragbarkeit auf andere Maschinen sowie andere Verzahnungsgeometrien.

In einem Stichversuch versuchte Hipke [Hipk11] mit einer eigens entwickelten IR-Kamera Spantemperaturen zu erfassen. Hierzu modifizierte er den oben erläuterten Schlagzahnversuch so, dass das Werkstück ruht und jede Wälzstellung zunächst axial (entlang der Radbreite) bearbeitet wird. Nach Beendigung aller Wälzstellungen liegt die gleiche evolventische Lückengeometrie vor wie beim Wälzfräsen, jedoch unterscheiden sich die Spangeometrien bei diesem modifizierten Schlagzahnversuch deutlich. Für vier verschiedene Verzahnungsgeometrien im Modulbereich von $m_n = 1,6 \text{ mm}$ bis $m_n = 3,85 \text{ mm}$ untersuchte er die Spantemperaturen. Im Schnittgeschwindigkeitsbereich von $v_c = 220 \text{ m/min}$ bis $v_c = 280 \text{ m/min}$ und Kopfspanungsdicken zwischen $h_{cu,max} = 0,14 \text{ mm}$ bis $h_{cu,max} = 0,27 \text{ mm}$ traten maximale Spantemperaturen von 250 °C auf. Der Autor führt diese niedrigen Temperaturen auf den Kalibrierbereich der Kamera zurück, da dieser nur bis 300°C betrachtet wurde. Messwerte außerhalb dieses Bereiches können stark entarten und wurden daher nicht berücksichtigt. Trotz geringer Absolutwerte stieg die Spantemperatur bei beiden Prozessparametern (v_c, f_a) an.

In [Yang17] wird ein analytischer Ansatz zur Bestimmung der Spantemperatur verfolgt. Ausgehend von einer geometrisch-kinematischen Beschreibung der Durchdringung durch Koordinatentransformationen wird zunächst die theoretische Spanungsgeometrie beschrieben. Anknüpfend hieran wird die spezifische Schnittenergie bestimmt. Von der theoretisch entstehenden Wärmeenergie des Prozesses werden im Folgenden die energetischen Anteile für Konvektion und Strahlung subtrahiert. Die daraus bestimmten Spanflächentemperaturen für eine Modul $2,5 \text{ mm}$ Verzahnung und eine Schnittgeschwindigkeit von 225 m/min

($f_a = 1,5 \text{ mm/BU}$) steigen je nach Wälzstellung im unbeschichteten Zustand bis auf 1400°C an. Mittels Beschichtung und/oder Druckluft lassen diese sich auf ca. 800°C bis 1000°C senken. Im Vergleich zu anderen Autoren sind diese theoretischen Temperaturen deutlich höher und weit über dem Einsatzgebiet von PM-HSS. Abschließend erfolgt eine Messung der Spanflächentemperatur mittels Infrarotsensor. Nach bereits drei gefrästen Werkstücken erreicht der Fräser ein Temperaturgleichgewicht von 57°C , welches ebenfalls mit dem Modell abgebildet werden konnte. Eine detaillierte Beschreibung der Temperaturmessung wird nicht gegeben. Letztendlich betreiben die Autoren mathematisch-simulativ einen enormen Aufwand, um den Wälzfräsprozess energetisch zu beschreiben, stellen abschließend jedoch fest, dass Druckluft und eine Werkzeugbeschichtung das Verschleißverhalten des Wälzfräasers begünstigen.

3 Zielstellung

Aus den Ausführungen des voranstehenden Kapitels wird ersichtlich, dass im Bereich des Wälzfräsens Untersuchungen bezüglich des thermischen Verhaltens, wie es bei anderen Verfahren schon vielfach untersucht wurde, nur wenig bis gar keine Beachtung fanden. Es liegen bislang keine quantifizierten Ergebnisse zur Wärmeaufteilung beim Wälzfräsen vor.

Hieraus leitet sich das übergeordnete Ziel der Dissertationsschrift ab, die Wärmeaufteilung beim trockenen Wälzfräsen zu beschreiben. Hierbei soll die Arbeit einen Beitrag zu den folgenden Zielen leisten:

- Bestimmung des Anteils der Gesamtprozessenergie, welcher über den Span abgeführt wird,
- Bestimmung des Anteils der Gesamtprozessenergie, welcher über das Werkstück abgeführt wird,
- Überführung und Verallgemeinerung der Ergebnisse durch die Erstellung eines Simulationsmodells zu Prognose der Werkstücktemperatur.

Um das Forschungsziel zu erreichen, waren systematische experimentelle und simulative Untersuchungen notwendig. Basierend auf diesen Analysen wurden folgende Arbeiten durchgeführt:

- Aufbau und Anpassung von Messtechnik zur Temperaturmessung an den Wälzfräsprozess
- Bestimmung der Spantemperatur unter Variation der Schnittparameter
- Bestimmung der Werkstücktemperatur unter Variation der Schnittparameter
- Analyse der Spantemperaturen mit Hilfe der Finiten Elemente Methode
- Ermittlung des Einflusses des KSS auf die Werkstücktemperatur beim wälzfräsen einer Großverzahnung
- Erstellung und Validierung eines gekoppelten Simulationsmodells.

Zur Eingrenzung des Betrachtungsraums werden Werkzeug und Werkstück konstant gehalten. Die Interpretation der Ergebnisse erfolgt auf Basis der Durchdringungsrechnung, welche Belastungskenngrößen für die Verzahnung liefert.

4 Rahmenbedingungen und Voruntersuchungen

4.1 Maschine und Messtechnik

Die Versuche wurden auf einem 5-Achs Bearbeitungszentrum der Fa. Heller am IFQ durchgeführt, vgl. Bild 4-1. Gegenüber einer konventionellen Wälzfräsmaschine bietet das Bearbeitungszentrum im Bearbeitungsraum genügend Platz zur Implementierung von Messtechnik. Ferner sind die Bewegungs- und Verfahrbefehle frei programmierbar. Die Applikation des Wälzfräsprozesses auf eine Werkzeugmaschine stellt einige spezifische Anforderungen, welche bei 5-Achs Bearbeitungszentren gegeben sind. Die notwendigen Achsbewegungen sind Zustellung (Tauchtiefe), Axialbewegung entlang der Werkstückbreite, Rotation des Werkstückes und die Anstellung des Fräasers für den Schrägungswinkel. Hierdurch werden mindestens vier Achsen benötigt. Bei der Nutzung des Schlagzahnversuches erweitert sich dies um die Tangentialbewegung entlang der Werkzeugrotation auf fünf Achsen, wobei 4 dieser Achsen parallel genutzt werden.

Als Referenz für die durchgeführten Versuche diente die Wälzfräsmaschine Typ LC 180 der Firma Liebherr. Die Maschine und die technischen Daten sind in Bild 4-2 und Tabelle 2 dargestellt.



Bild 4-1 5-Achs Bearbeitungszentrum FT 2000 der Fa. Heller

Tabelle 1 Technische Daten der Werkzeugmaschine FT2000

	<i>Einheit</i>	<i>Wert</i>
Tischdurchmesser	[mm]	600
maximale Tischdrehzahl	[U / min]	45
Antriebsleistung	[kW]	45
Maximale Spindeldrehzahl	[U / min]	10000
Werkzeugaufnahme	[-]	HSK63
Steuerung Siemens 840 D Solution Line		

**Bild 4-2** Wälzfräsmaschine LC180 der Fa. Liebherr**Tabelle 2** Technische Daten der Wälzfräsmaschine Liebherr LC 180

	<i>Einheit</i>	<i>Wert</i>
Maximaler Werkstückdurchmesser	[mm]	180
Maximale Tischdrehzahl	[U / min]	800
Antriebsleistung	[kW]	23
Maximale Spindeldrehzahl	[U / min]	6000
Maximales Drehmoment	[Nm]	129
Steuerung Siemens 840 D Power Line		

4.2 Betrachteter Verzahnungsfall

Die Untersuchungen dieser Arbeit wurden an einer industriell üblichen Verzahnung durchgeführt. Mit einem Modul von 2,7 mm ordnet sich diese heutzutage in den Nutzungsbereich Handschaltgetriebe ein. Die Auflistung der Verzahnparameter erfolgt in Tabelle 3. Für die durchgeführten Untersuchungen wurde eine industrielle Schrägverzahnung mit 41 Zähnen gewählt.

Tabelle 3 Verzahnparameter des Versuchszahnrades

Zahnraddaten		
Modul	[mm]	2,7
Zähnezahl	[-]	41
Schrägungsrichtung	[-]	L
Schrägungswinkel	[°]	24,5
Eingriffswinkel	[°]	22,5
Verzahnweite	[mm]	29,8
Profilverschiebungsfaktor	[-]	0,23
Kopfkreisdurchmesser	[mm]	130
Tauchtiefe	[mm]	7,6



Als Werkstoffmaterial für diesen Verzahnungsfall wurde jeweils ein typischer Vertreter aus den Gruppen Einsatzstahl und Vergütungsstahl gewählt. Repräsentativ steht dabei 16MnCr5 für die Gruppe der Einsatzstähle, siehe Tabelle 4. Diese Werkstoffe stellen den größten Anteil bei der Herstellung von verzahnten Getriebekomponenten dar. Weitere Vertreter sind 20MnCrS5 und 17NiCrMo6.4. Steigt die Anforderung des Zahnrades hinsichtlich des zu wandelnden Drehmoments an, werden oft Vergütungsstähle mit einer höheren Zugfestigkeit eingesetzt. Hierdurch ergibt sich die Möglichkeit, das Getriebe bei gleichbleibendem Drehmoment kleiner auszuführen oder bei gleichbleibender Baugröße ein höheres Drehmoment zu wandeln. Als Vertreter dieser Werkstoffgruppe wurde 42CrMo4 gewählt, Tabelle 5. Weitere Vertreter dieser Gruppe sind C45 und 34CrNiMo6.

Bei den für die Versuche genutzten Werkstoffen unterscheidet sich die Zugfestigkeit um 310 N/mm², welches einer Erhöhung um ca. 55 % entspricht.

Tabelle 4 Materialanalyse des Einsatzstahls

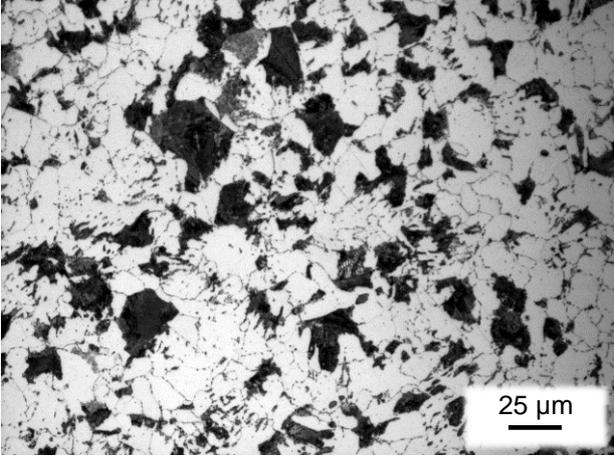
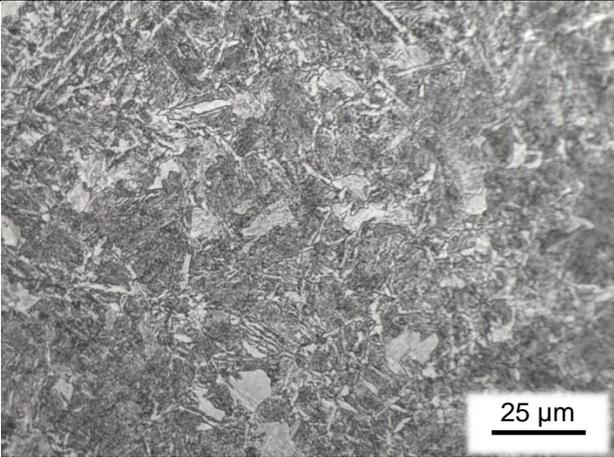
					<p style="text-align: center;">16MnCr 5 Härte: 156,4 HV₃₀ R_m: 560 N/mm²</p>		
C [%]	Si [%]	Mn [%]	P [%]	S [%]	Cr [%]	Mo [%]	Fe [%]
0,41	0,23	0,79	0,08	0,03	1,02	0,173	96,43

Tabelle 5 Materialanalyse des Vergütungsstahls

					<p style="text-align: center;">42CrMo4 Härte: 280,6 HV₃₀ R_m: 870 N/mm²</p>		
C [%]	Si [%]	Mn [%]	P [%]	S [%]	Cr [%]	Mo [%]	Fe [%]
0,39	0,21	0,74	0,007	0,05	1,007	0,18	97,08

Als Werkzeuge wurden Wälzfräser aus Schnellarbeitsstahl (PM-HSS S390) und Hartmetall (K30, HB30F) verwendet. Beide Schneidstoffe sind typische Vertreter der industriellen Praxis. Die eingesetzten Schlagzähne sind ebenfalls aus selbigen Werkstoffsubstraten, da diese mittels Drahterodieren aus den Vollwälzfräsern herausgearbeitet werden. Somit kann die Vergleichbarkeit zwischen Wälzfräsversuchen und Schlagzahnuntersuchungen gewährleistet werden. Alle Werkzeuge wurden mit einer dem Stand der Technik entsprechenden AlCrN Beschichtung ausgeführt.

Tabelle 6 Werkzeugdaten der Wälzfräser

Modul	[mm]	2,7	<p style="text-align: center;">Wälzfräser</p> 
Steigungsrichtung	[-]	L	
Fräseraußendurchmesser	[mm]	80	
Stollenzahl	[-]	22	
Fräsersteigungswinkel	[°]	3,4	
Nutensteigungswinkel	[°]	0	
Gangzahl	[-]	2	
Schneidstoff		S390 / HB30F	
Beschichtung		AlCrN	
Profilwinkel	[°]	22,5	
Bezugsprofil			<p style="text-align: center;">Bezugsprofil</p> 
Zahnhöhe	[mm]	7,7	
Kopfhöhe	[mm]	4,05	
Kopfrundungsradius	[mm]	0,68	
Fußrundungsradius	[mm]	0,2	
Kantenbrecherflankenwinkel	[°]	45	
Fußformhöhe	[mm]	2,78	
Protuberanzflankenwinkel	[°]	12	
Protuberanzbetrag	[mm]	0,1	

Da die Verzahnungsparameter für alle Untersuchungen konstant gehalten wurden, werden an dieser Stelle die geometrischen Kenngrößen aus SPARTapro aufgelistet, siehe Bild 4-3. Zu den am häufigsten verwendeten zählen: die max. Kopfspannungsdicke ($h_{cu,max}$), die maximale Schnittbogenlänge (l_{max}) und das Spanvolumen (V_{span}). Diese drei sind im oberen linken Diagramm in Bild 4-3 normiert dargestellt, um die Änderung der Maxima des jeweiligen Kennwertes zu verdeutlichen. Die Herstellung der Zahnlücke erfolgt, wie im Stand der Technik erläutert, entlang der Wälzstellungen (WS) vom negativen zum positiven Bereich. Beginnend bei Wälzstellung -33 steigt zunächst die max. Kopfspannungsdicke innerhalb von sieben Wälzstellungen auf ihr Maximum (WS -26) an. Deutlich geringer fällt der Anstieg für die Schnittbogenlänge und das Spanvolumen aus. Erstere erreicht bei Wälzstellung -15, zweitere bei -10 den globalen Extremwert. Die Auswirkung auf die Spangeometrie zeigen die unverformten Späne der

Durchdringungsrechnung in Bild 2-8 aus Kapitel 2.3.3. Die Überlagerung dieser Belastungen im Prozess erschwert beim Schlagzahnversuch und beim verschifteten Wälzfräser die Interpretation von Verschleiß als auch von thermischen Effekten, da alle Kenngrößen innerhalb einer Zahnflanke auftreten.

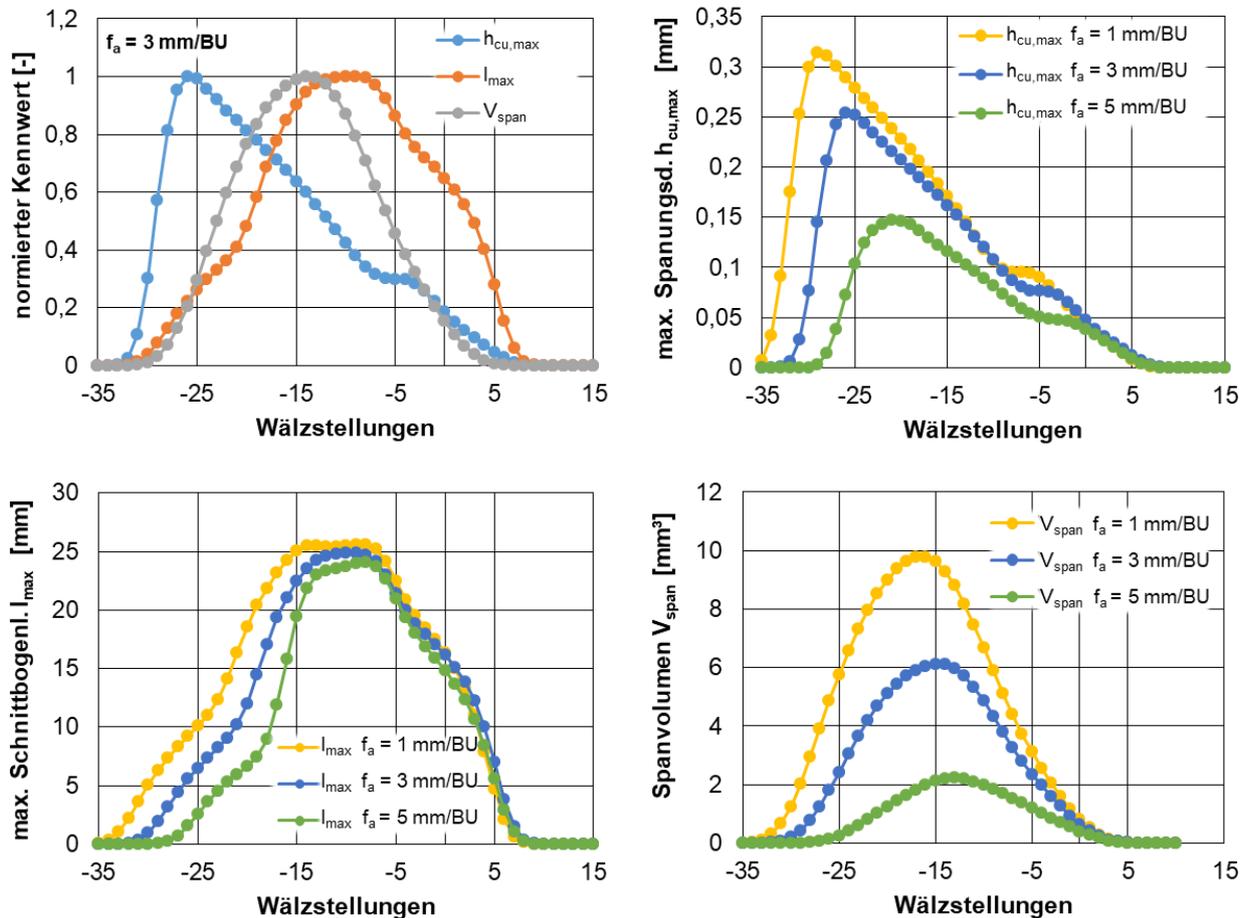


Bild 4-3 Kennwerte der $m_n = 2,7 \text{ mm}$ Verzahnung und Änderung dieser bei Vorschubvariation

Die Vorschubvariation bewirkt eine Änderung der Durchdringung von Zahnrad und Wälzfräser und kann daher auch über den geometrischen Kenngrößen dargestellt werden. Die weiteren Diagramme in Bild 4-3 zeigen für die Axialvorschübe $f_a = 1 \text{ mm/BU}$, $f_a = 3 \text{ mm/BU}$ und $f_a = 5 \text{ mm/BU}$ den Einfluss des Vorschubes auf die jeweilige Kenngröße. Dabei fällt auf, dass die max. Schnittbogenlänge l_{max} nahezu unbeeinflusst bleibt ($l_{max} = \text{ca. } 25 \text{ mm}$). Demgegenüber steigen die max. Kopfspannungsdicke und das Spannvolumen deutlich an. Das max. Spannvolumen nimmt nahezu linear zum Axialvorschub zu (beides steigt um Faktor fünf). Die max. Kopfspannungsdicke steigt bei kleinen Vorschüben schneller und nähert sich bei hohen Vorschüben verfahrensbedingt einem asymptotischen Grenzwert an.

4.3 Voruntersuchungen zur Verifikation von Maschinensignalen zur Kraftmessung

Zur Bestimmung von Schnittkräften bei Zerspanprozessen haben sich Systeme auf Basis des piezoelektrischen Effekts in der Wissenschaft bewährt. Die kontinuierliche Bewegung von Werkzeug und Werkstück erschwert die Zugänglichkeit einer Überwachung des Prozesses. Klassischerweise wird das Dynamometer auf der statischen Seite des Zerspanprozesses appliziert, beim Drehen am Werkzeug und beim Fräsen zumeist am Werkstück. Hierdurch können die hochfrequent abgetasteten Signale per Kabel übertragen werden. Da diese Systeme zumeist kostenintensiv sind und zusätzlichen Platz innerhalb des Maschinenraumes benötigen, greifen industrielle Anbieter (bspw. die Fa. Artis [N.N.16c]) direkt auf die Maschinensignale der PLC (Servo Traces) zurück. Aber auch in der Forschung werden die Signale vermehrt beim Wälzfräsen genutzt [Kloc16a, Kloc17]. Zumeist wird dabei auf den momentenbildenden Strom ($I_{q,ist}$) des Servomotors der Werkzeugachse zurückgegriffen, welcher mittels der Drehmomentkonstante in das vorliegende Antriebsdrehmoment umgerechnet werden kann.

Ziel dieser Voruntersuchung soll die Verifikation des Maschinensignals $I_{q,ist}$ mit dem anerkannten Messmittel Dynamometer beim Wälzfräsen und dem Schlagzahnversuch sein. Hierdurch bestünde die Möglichkeit, auch ohne Dynamometer Kraftsignale für Versuchsreihen aufzuzeichnen.

Für den vorliegenden Fall des Wälzfräsens wurde ein Dynamometer der Firma Kistler (Typ 9271A) genutzt, welches die Signale per Nahfeldtelemetrie vom Rotor (Werkzeug) zum Stator überträgt. Den Aufbau innerhalb der Werkzeugmaschine Liebherr LC180 zeigt Bild 4-4. Im unteren Teil des Bildes ist der Aufbau des Werkzeugsystems dargestellt. An die jeweiligen Stirnseiten des Dynamometers wurden Adapter montiert, welche die Schnittstelle zur Maschine bilden, auf der rechten Seite zum Hauptlager, über welches das Moment eingeleitet wird und auf der linken Seite zum Loslager. Der gesamte Aufbau wird im Anschluss in der Maschine aufgenommen. Durch diesen Aufbau wird das bei der Zerspanung aufgebrachte Drehmoment über den Wälzfräser und den Adapter zum Dynamometer geleitet. Prinzipbedingt besteht bei diesem Aufbau ebenfalls ein Kraftnebenfluss über das Loslager. Da beim Wälzfräsen die Maximalkräfte in axialer und radialer Richtung

wirken (vgl. [Gutm88]) und die Tangentialkräfte entlang der Rotationsachse deutlich geringer sind, wurde auf eine zusätzliche Messung am Loslager verzichtet. Zur besseren Vergleichbarkeit wurden die Signale der nachfolgenden Diagramme auf ihren Maximalwert skaliert und können somit normiert miteinander verglichen werden. Sowohl beim Dynamometer als auch bei Sinucom NC (Servo Trace) wurde die Abtastrate auf 10 Kilohertz eingestellt.

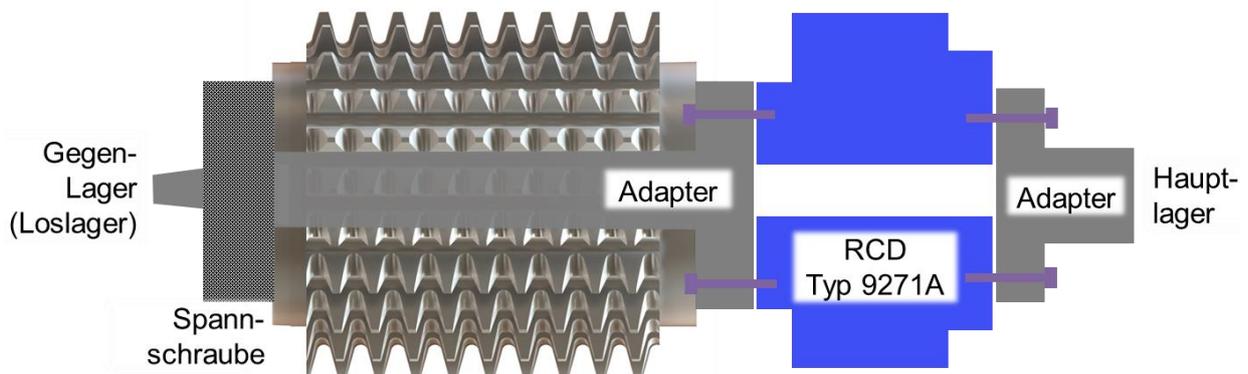
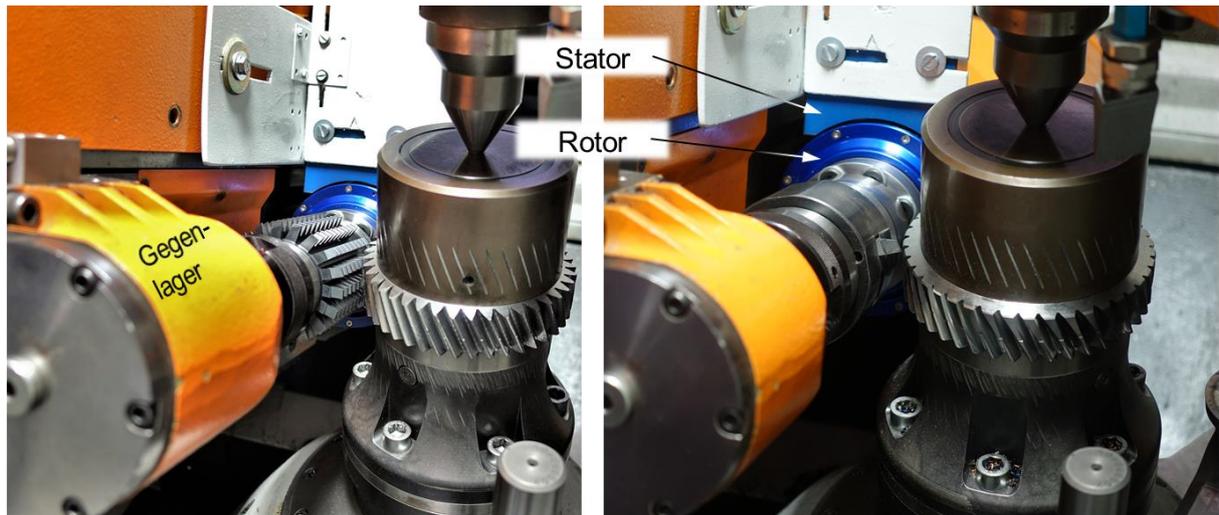


Bild 4-4 Aufbau zur Verifikation der Maschinensignale durch rotierendes piezoelektrisches Dynamometer

Im oberen Teil von Bild 4-5 ist der Signalverlauf über dem gesamten Prozess dargestellt. Mit einer Schnittgeschwindigkeit von 200 m/min und einem Axialvorschub von 3,0 mm ($h_{cu,max} = 0,20$ mm) liegen die hier gewählten Schnittwerte im praxisüblichen Bereich der Massenfertigung trocken gefräster Automobilzahnräder.

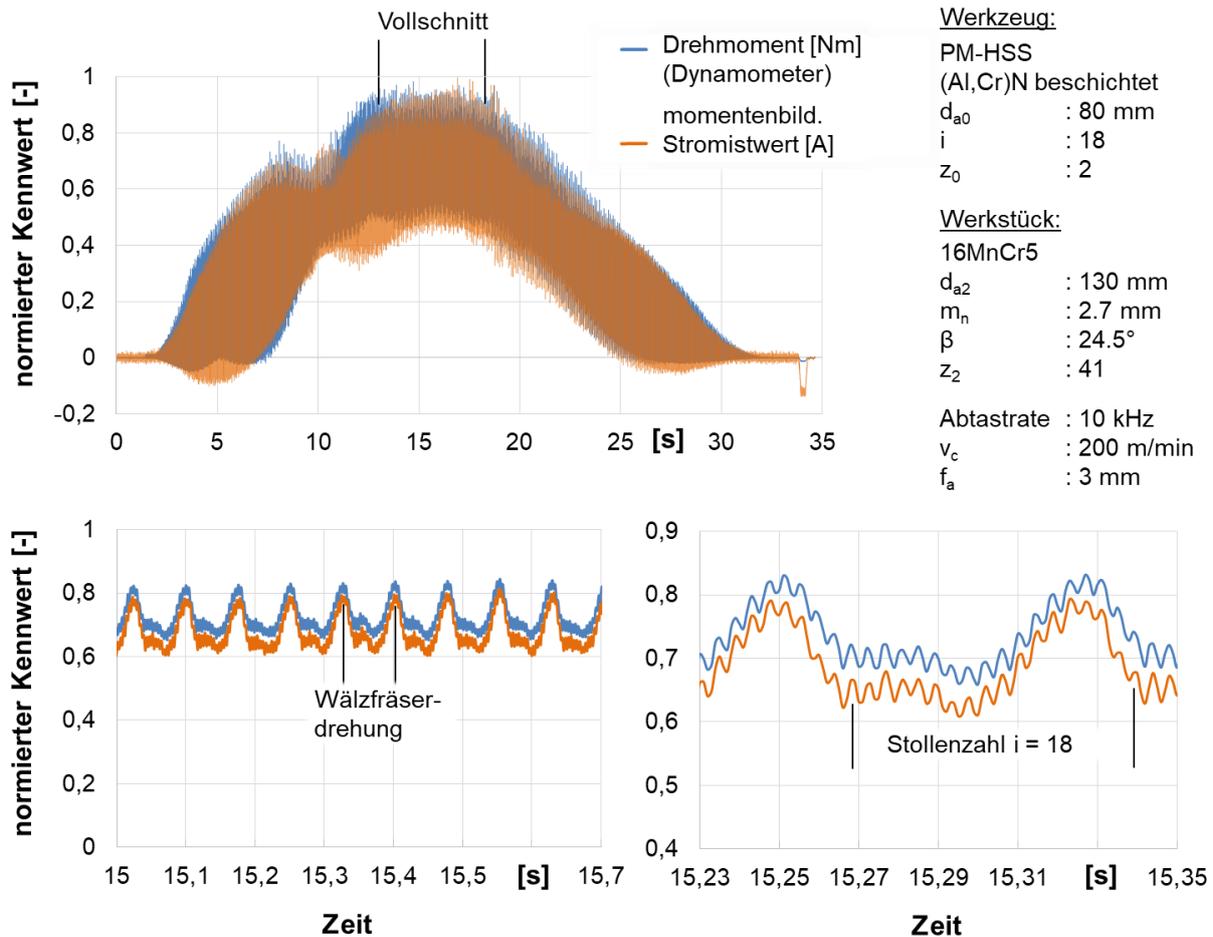


Bild 4-5 Vergleich der Drehmoments (Dynamometer) und des momentenbildenen Stroms der Werkzeugachse (Servo Trace) beim Wälzfräsen

Beginnend mit dem Anschnitt steigt der Signalpegel bis zum Vollschnitt kontinuierlich an. Ab ca. 17 Sekunden ist dieser konstante Bereich beendet und es beginnt der Ausschnitt. Im unteren Teil des Bildes sind zeitliche Ausschnitte dargestellt. Dabei zeigt das linke Diagramm mehrere Wälzfräserdrehungen. Das schwankende Signal wird durch einen sinusförmigen Taumelfehler am Werkzeug verursacht. Dieser bewirkt die Aufspreizung des Signales im oberen Diagramm. Zeitlich weiter vergrößert werden im Diagramm unten rechts die einzelnen Wälzfräserstollen ersichtlich. Als quantitativer Vergleich wurde, als Äquivalent für die geleistete Arbeit, über beide Signalverläufe integriert. Der momentenbildende Strom liegt hierbei um 6,5 % unter dem mit dem Dynamometer gemessenen Drehmoments. Vermutlich wirkt hierbei die Platzierung der Messmittel beeinflussend. Beim Dynamometer wirkt der Kraftfluss von der Prozessstelle ausgehend durch den Wälzfräser und den Adapter. Der gemessene Strom des Antriebsmotors liegt jedoch noch hinter dem

Dynamometer und dem Adapter zum Hauptlager, also weiter von der Zerspanstelle entfernt als das Dynamometer.

Weitere Signalvergleiche bei unterschiedlichen Schnittparametern verdeutlicht Bild 4-6. Zum einen wurde die Schnittgeschwindigkeit, zum anderen der Axialvorschub reduziert. Für beide Variationen zeigt sich ein ähnliches Verhalten im Vergleich zum bereits erläuterten Signalverlauf aus Bild 4-5. Für die Schnittgeschwindigkeit 100 m/min liegt der Unterschied des Flächeninhalts unter dem Signalverlauf bei 10,3 % und beim Axialvorschub von 1 mm/BU bei 7,2 %.

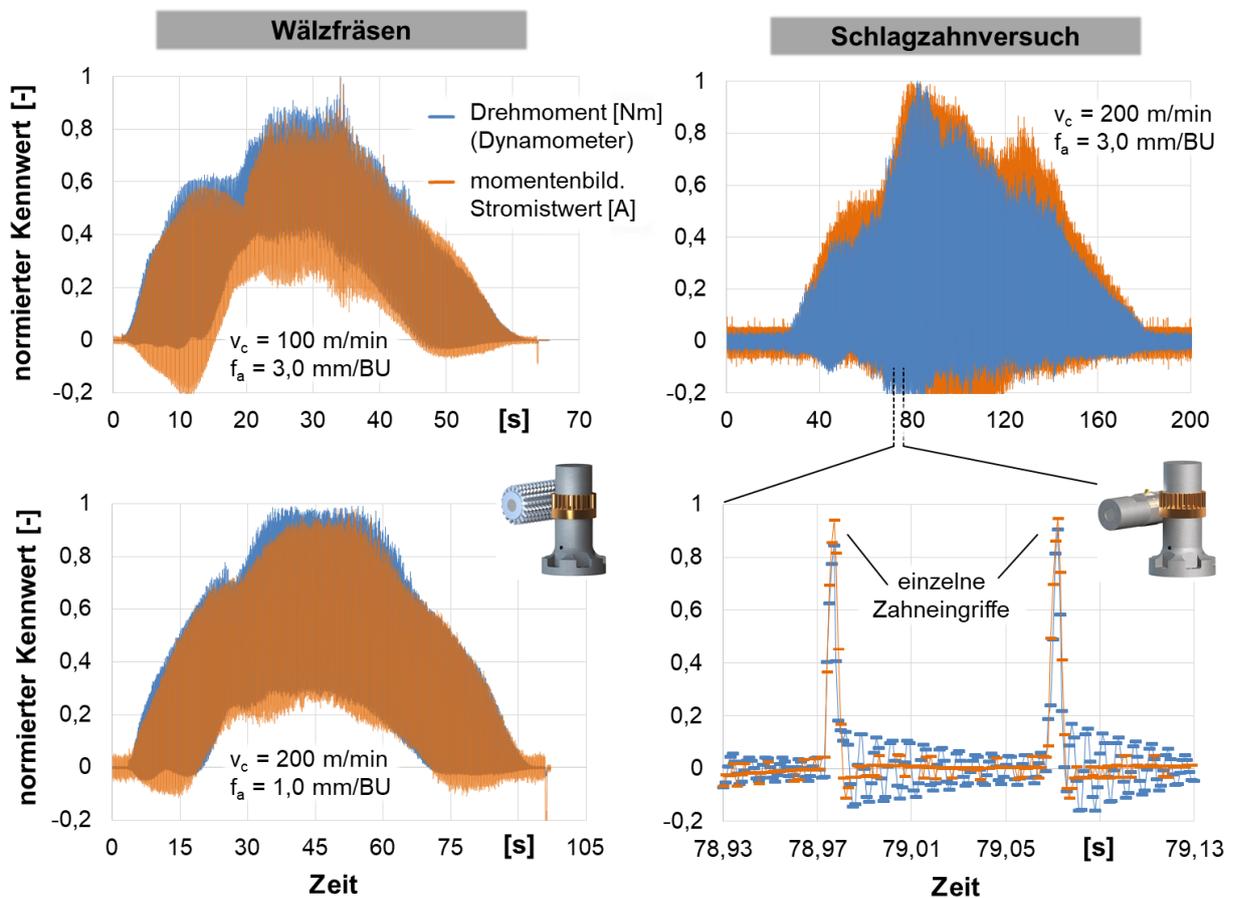


Bild 4-6 Vergleich des Drehmoments (Dynamometer) und des momentenbildenen Stroms der Werkzeugachse (Servo Trace) beim Wälzfräsen und Schlagzahnfräsen

Zusätzlich zum Wälzfräsen wurde in Bild 4-6 rechts auch der Schlagzahnversuch mit beiden Messsignalen betrachtet. Zunächst fällt auf, dass bei Einzelzahneingriffen der Stromwert über dem des Dynamometers liegt. Aufgrund der vorher beschriebenen Entfernung von der Messstelle sollte sich dies umgekehrt verhalten. Durch den hohen Impuls eines einzelnen Zahneingriffes beginnt der Regler des Antriebsmotors

beim Zahneingriff (Drehzahlreduzierung) entgegenzuwirken und erhöht den benötigten Strom. Daraufgehend fällt bei Zahnaustritt der benötigte Strom auf den Leerlaufstrom ab. Dieses Überregeln zwischen Zahneingriff und Leerlauf führt entlang der Tangentialverschiebung zu einem höheren Messsignal des Stromes gegenüber dem Dynamometer. Beim Wälzfräsen fallen diese Impulse deutlich geringer aus, da beim Schneidenaustritt eines Fräserstollens der nachfolgende Stollen in Eingriff gelangt und so das Signal nicht auf null absinkt. Der Effekt des Überregelns führt beim Vergleich der geleisteten Arbeit zu einem Unterschied von 14,7 %.

Da für spätere Untersuchungen keine Absolutwerte, sondern qualitative Vergleiche zwischen verschiedenen Schnittparametern relevant sind, ist die Güte der Servo Traces ausreichend. Durch die geringere Abweichung der Signale beim Wälzfräsen sind Vergleiche hier dem Schlagzahnversuch vorzuziehen.

5 Berührende Temperaturmessung

5.1 Kalorimetrie (Bestimmung der Spantemperatur)

Die durchgeführten Untersuchungen erfolgten im Maschinenraum des 5-Achs-CNC-Bearbeitungszentrums Heller FT2000. Fokussierend auf die Wärmestrommessung im Wälzfräsprozess galt es im Vorfeld zu eruieren, welche Messgröße ermittelt werden kann und auf welche limitierenden Randbedingungen zu achten ist. Zur Einordnung der durch die Kalorimetermessung bestimmten Spantemperatur listet Bild 5-1 die Aufteilung der zur Spanabnahme notwendigen Energien auf. Die Gesamtübersicht soll zudem die Komplexität einer gesamtenergetischen Bilanzierung aufzeigen.

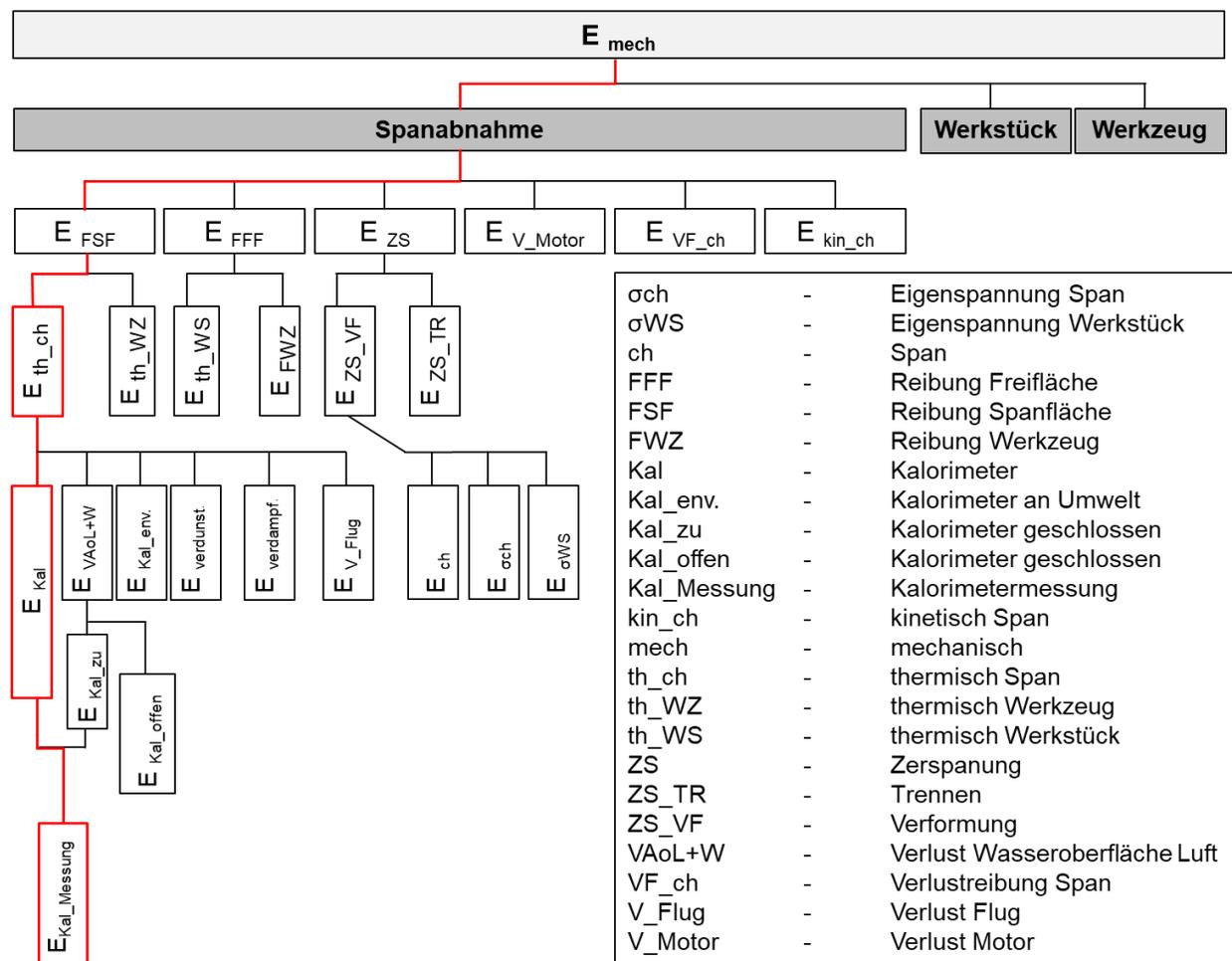


Bild 5-1 Angenommene Energieverteilung beim Wälzfräsen

In Bild 5-1 wird davon ausgegangen, dass während der Spanabnahme am Werkzeug reibungsbehaftete Mechanismen stattfinden und während der Zerspanung Energie

zum Heraustrennen und Verformen des Spanes aufgebracht wird. Die Reibung spiegelt sich in thermischen Wechselmechanismen jeweils am Werkstück, Werkzeug und Span wider. Die dabei im Span mitgeführte Energie (Wärmemenge) ist die Zielgröße der kalorimetrischen Messung. Prinzip bedingt sollten die Späne nach der Generierung auf kürzestem Weg in das Kalorimeter geführt werden. Die schon erläuterte Kinematik des Wälzfräsens mit simultan rotierenden Achsen erschwert dies. Somit galt es zu klären, wie und zu welchem Zeitpunkt die Späne aus der Prozesszone zu der kalorimetrischen Messeinrichtung gelangen sollen. Bei Zerspanungsuntersuchungen haben sich mit Flüssigkeiten gefüllte Einwurfkalorimeter bewährt [Koeh04] [Fisc70] [Eise99]. Ausgehend davon ergaben sich die Fragen nach einem geeigneten Messfluid, einem Messbehältnis und einer konstruktiven Lösung, welche Temperaturverluste minimiert und sich gleichzeitig zur Aufnahme der Späne eignet. Das Fluid sollte nach Möglichkeit eine geringe spezifische Wärmekapazität besitzen, da aus messtechnischer Sicht höhere Temperaturänderungen des Fluids einfacher messbar sind. Zusätzlich sollte das Fluid nicht oder nur schwer entflammbar sein. Die Temperaturänderung des Fluids sollte unterhalb des Siedepunktes liegen. Keine oder eine nur geringfügig chemische Reaktion wären ebenfalls zu bevorzugen. Die für das Kalorimeter vorgesehenen Werkstoffe, welche in direkten Kontakt mit den Spänen und dem Fluid kommen, sollten korrosions- und hitzebeständig sein, da durch die freiwerdende Reaktionswärme die Temperaturmessungen verfälscht werden können. Der konstruktive Aufbau wurde zum einen durch die Abmessungen des Maschinenraumes limitiert, sollte zum anderen aber so gestaltet sein, dass dieser möglichst nah an der Prozesszone angeordnet werden kann, sodass die Späne mit nur geringen Wärmeverlusten in die Flüssigkeit eintauchen. Ein für die Grundkonstruktion gewähltes Gefäß, welches den Wärmeaustausch zwischen dem Fluid und der Umwelt minimiert und Fluidverluste durch die eintauchenden Späne weitestgehend vermeidet, ist zu präferieren. Nach dem Eintritt der Späne in das Gefäß stellt sich die Frage, ob das Fluid samt Spänen mit einer rotierenden Vorrichtung gerührt werden sollte, um eine homogene Temperaturverteilung zu generieren oder ob es ausreichend wäre, die Temperatur ohne derartige zusätzliche Durchmischung zu erfassen. Käme es darüber hinaus dennoch zu Fluidverlusten, wären diese messtechnisch nachzuweisen.

In Bild 5-2 werden ausgewählte Flüssigkeiten im Hinblick auf ihren Flammpunkt und ihre spezifische Wärmekapazität miteinander verglichen. Die zu erwartenden maximalen Spantemperaturen wurden mit ca. 300°C angenommen. Dieser Wert basiert auf dem Vergleich von verschiedenen Anlassfarben der Späne. Der heiße Span oxidiert nicht sofort bei der Spanabnahme, bei welcher die Maximaltemperaturen auftreten, sondern erst zeitlich verzögert. Das gleicht dem Vorgang des Kalorimeters, bei welchem die Späne ebenfalls verzögert in das Gefäß gelangen. Der Vergleich der Fluide zeigt gegensätzliche Tendenzen. Bezüglich Flammpunkt ist Wasser die beste Entscheidung. Aus Sicht der spez. Wärmekapazität besitzt das Silikonöl AK 250 Vorteile. Die letztendliche Entscheidung für das Messfluid Wasser fiel aufgrund des unendlichen Flammpunktes (Sicherheitsaspekt), der einfachen Handhabung (keine Gesundheitsgefährdung) und der freien Verfügbarkeit.

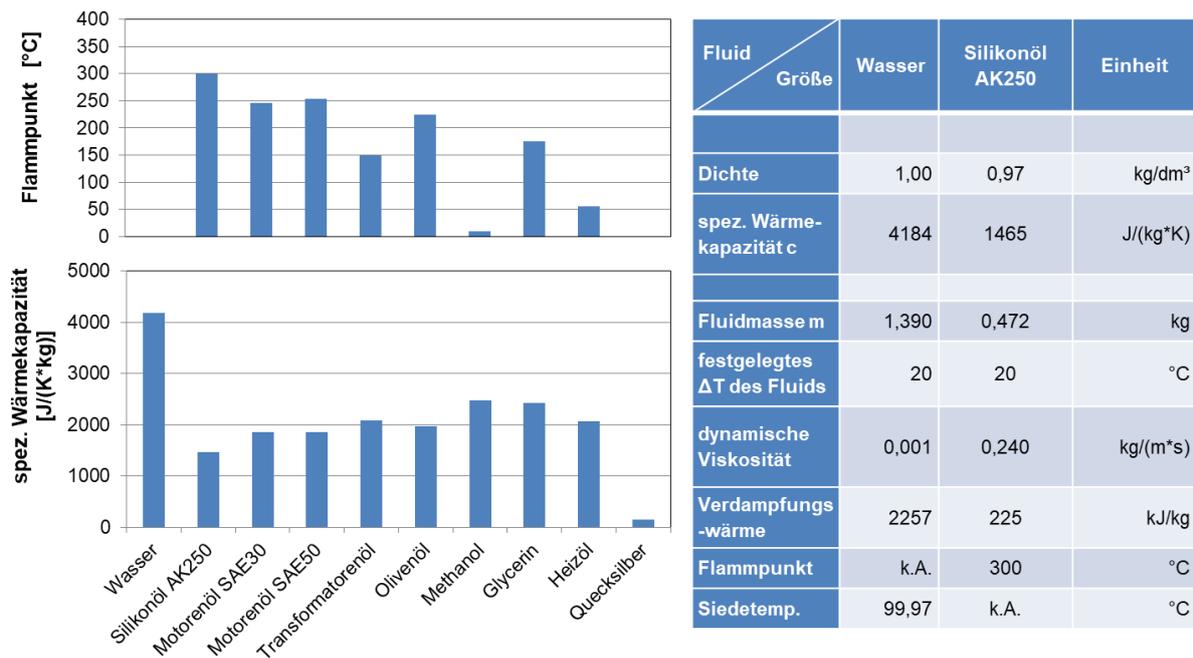


Bild 5-2 Auswahl und Eigenschaften des Kalorimeterfluids [N.N.16a]

Beim konstruktiven Grundaufbau wurde ein Dewargefäß gewählt, besser bekannt als Vakuummantelgefäß. Hierbei handelt es sich um ein doppelwandiges vakuumiertes Gefäß aus Borosilikatglas, dessen Innenwand versilbert ist. Somit werden Verluste durch Wärmeleitung und -konvektion um ein Vielfaches minimiert. Konkret für die Versuche wurde ein Dewargefäß vom Typ F 12 C der Firma KGW-isotherm verwendet [N.N.16b].

Die Rotation des Werkstücktisches erforderte eine konstruktive Anpassung des Kalorimeteraufbaus. Wie in Bild 5-3 illustriert, wurden die beim Wälzfräsen erzeugten Späne mittels Trichter und Glasrohr in das Dewargefäß geführt. Glas bietet gegenüber Stahl eine um Faktor 15 geringere Wärmeleitfähigkeit ($\lambda_{\text{Glas}} = 1 \text{ W/m}\cdot\text{K}$). Ferner konnte der Spanflug innerhalb des Glasrohres betrachtet werden.

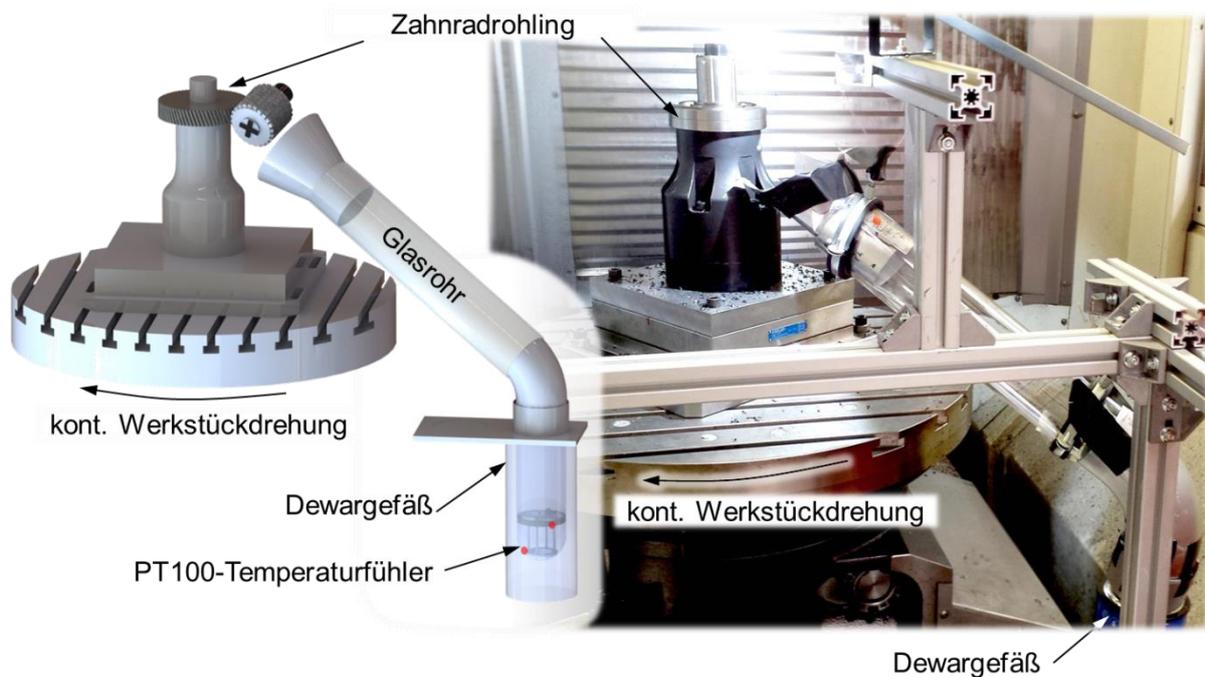


Bild 5-3 Kalorimeteraufbau im Arbeitsraum des 5-Achs-Bearbeitungszentrums

Die Positionierung der Messelemente bedurfte einer Konstruktion innerhalb des Dewargefäßes, um diese räumlich zu fixieren und gleichzeitig eine Wiederholbarkeit der Messungen zu gewährleisten. Die innere Konstruktion sollte nach jedem Versuch samt Messensoren aus dem Gefäß entnommen werden können, so dass nach dem Entleeren der Späne und der Wiederbefüllung des Gefäßes mit Wasser die Konstruktion abermals innerhalb des Gefäßes räumlich fixiert werden konnte (unterer Teil in Bild 5-4). Bestehend aus Klemmring, Gewindestangen, Stützring und Keilmechanismus konnte die Sensorhalterung wiederholbar eingesetzt werden. Die Keilkonstruktion sicherte die Halterung gegenüber der Glaswand.

Als Messelemente wurden Pt100 Widerstandsthermometer (Typ Pt 100 SMD 1206) der Firma Heraeus eingesetzt. Die geringe Größe ermöglichte ein schnelles Ansprechverhalten. Zur Handhabung und Positionierung wurden diese mit Wärmeleitkleber auf ein Carbonhalbrohr aufgeklebt. Der Wärmeleitkleber isoliert das Messelement elektrisch. Zum Schutz der Messeitungen (orange) vor heißen

Spänen wurden diese durch einen Gewebeschlauch aus verzinnem Kupfer geschützt (unten links in Bild 5-4).

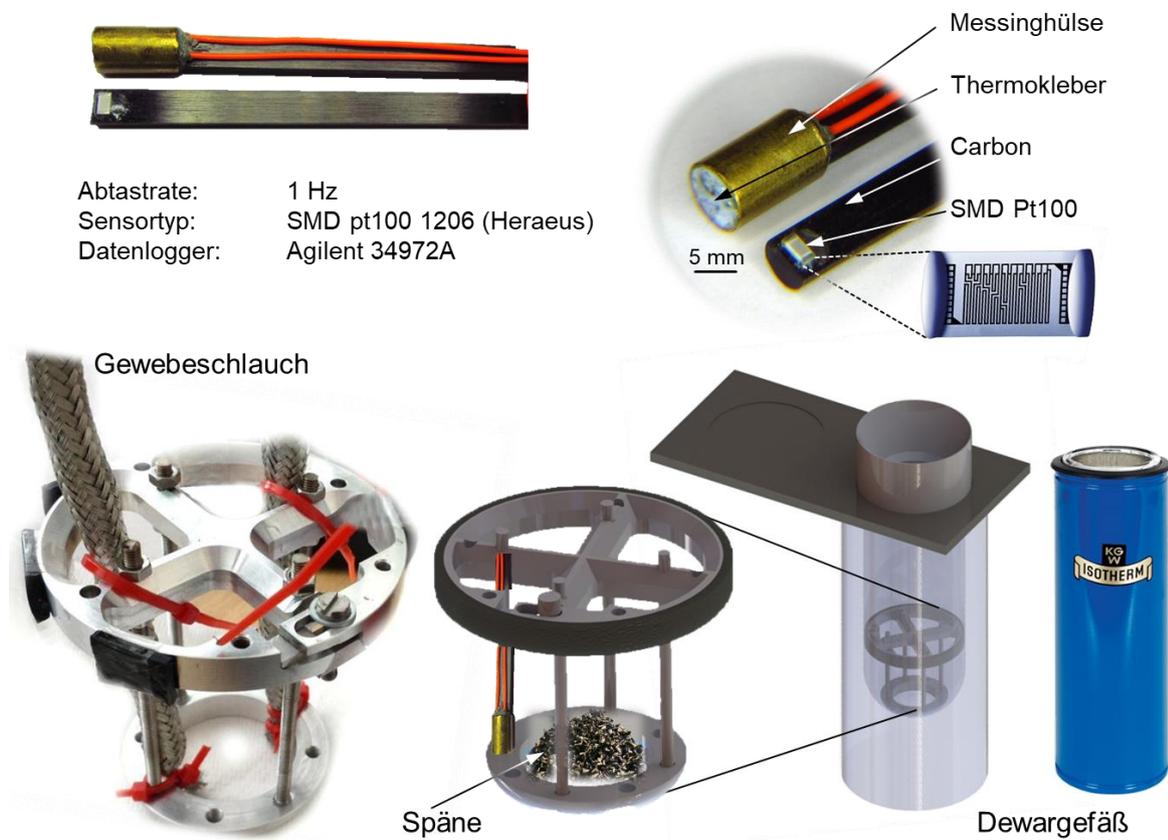


Bild 5-4 Messelemente und konstruktive Gestaltung des Dewargefäßes

Eine Notwendigkeit bei der Nutzung eines Kalorimeters ist dessen Kalibrierung. Wichtig hierbei ist die Kalibrierung der gesamten Messapparatur. Mit Hilfe eines bekannten Wärmeumsatzes wurde mittels Gleichung 6.1 die Kalorimeterkonstante berechnet.

$$Q = 0 = Q_{ab} - Q_{zu}$$

$$Q_{zu} = c_{Eis} * m_{Eis} (T_{Misch} - T_{Eis}) + q_s * m_{Eis}$$

$$Q_{ab} = c_{H2O} * m_{H2O} (T_{Misch} - T_{H2O}) + C * (T_{Misch} - T_{H2O})$$

$$C = \frac{c_{H2O} * m_{H2O} * (T_{Misch} - T_{H2O}) + m_{Eis} * (c_{Eis} * (T_{Misch} - T_{Eis}) + q_s)}{(T_{Misch} - T_{H2O})} \quad (6.1)$$

Die Kalibrierung erfolgte anhand zweier Durchführungen: einerseits die Abkühlung des Messfluides durch Eis und andererseits durch dessen Erhitzung durch

kochendes Wasser. Wie in Bild 5-5 dargestellt, ergibt sich aus den durchgeführten Experimenten im Mittelwert eine Kalorimeterkonstante von 541 J/K bei einer Standardabweichung von 9,82 %. Gegenüber der Nutzung von kochendem Wasser muss bei Eis zusätzlich die der Kalorimeterflüssigkeit (Wasser) entzogene Wärme berücksichtigt werden. Hierfür wurde eine Schmelzwärme von 333,7 KJ/Kg verwendet.

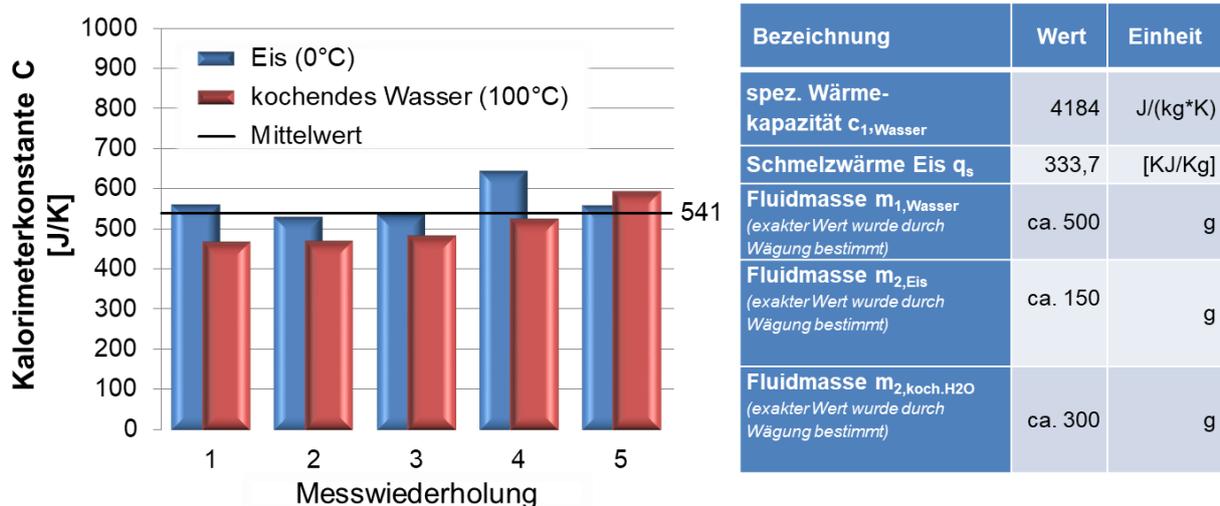


Bild 5-5 Ergebnisse der Kalorimeterkonstante und angenommene Konstanten

Basierend auf der Annahme, dass während der Homogenisierung keine Wärme verloren geht, kann die Spanwärme T_{sp} mit Gleichung 6.2 und unter Einbeziehung der Kalorimeterkonstante mit Gleichung 6.3 berechnet werden. Die hierzu notwendige Mischtemperatur (T_m) und Starttemperatur (T_{start}) der Kalorimeterflüssigkeit wurde für jeden Versuch einzeln bestimmt.

$$T_{Sp} = \frac{T_m * (c_w * m_w + c_{Sp} * m_{Sp}) - m_W * c_W * T_{start}}{m_{Sp} * c_{Sp}} \quad (6.2)$$

$$T_{Sp} = \frac{C * (T_M - T_{start}) + m_W * c_W * (T_M - T_{start})}{m_{Sp} * c_{Sp}} + T_M \quad (6.3)$$

Die Bestimmung der Misch- und Starttemperatur wird exemplarisch anhand von Bild 5-6 verdeutlicht. Das untere Diagramm zeigt den gesamten Verlauf einer Messung mit Vorlauf, Prozess und Homogenisierung. Der Vorlauf, die Zeit vor dem Wälzfräsen, ist notwendig, um den Temperaturdrift des Kalorimeters zu erfassen. Der anschließende Wälzfräsprozess dauerte in diesem Fall 70 s. Die dabei erzeugten

Späne fielen in das Kalorimeter und erwärmten das Wasser (Zeitskala bei 1850 s). Im Anschluss wurde das Kalorimeter abgedeckt, um den Temperatureaustausch mit der Umgebung zu verringern. Ab ca. 5500 s findet eine lineare (konstante) Abkühlung des Wassers statt. Ab diesem Zeitpunkt wird angenommen, dass das Kalorimeter und alle Bauteile dieselbe Temperatur aufweisen. Zur Bestimmung der Mischtemperatur wurden die konstanten Bereiche des Vorlaufes und der Homogenisierung linear extrapoliert. Hierdurch wird ein idealisierter Wärmeaustausch betrachtet, durch welchen Fehler wie bspw. Wärmeaustausch mit der Umgebung weitgehend vermieden werden können. Die benötigte Mischtemperatur ergibt sich aus halber Zeit zwischen t_{start} und t_{ende} (50 %). An diesem Zeitpunkt wird zwischen den beiden Extrapolationen die Starttemperatur (T_{start}) und die Mischtemperatur (T_m) abgetragen.

Die bei allen Messungen verwendete Abtastrate von 1 Hz ist ebenfalls in Bild 5-6 dargestellt und verdeutlicht, dass diese für den Anwendungsfall ausreichend war.

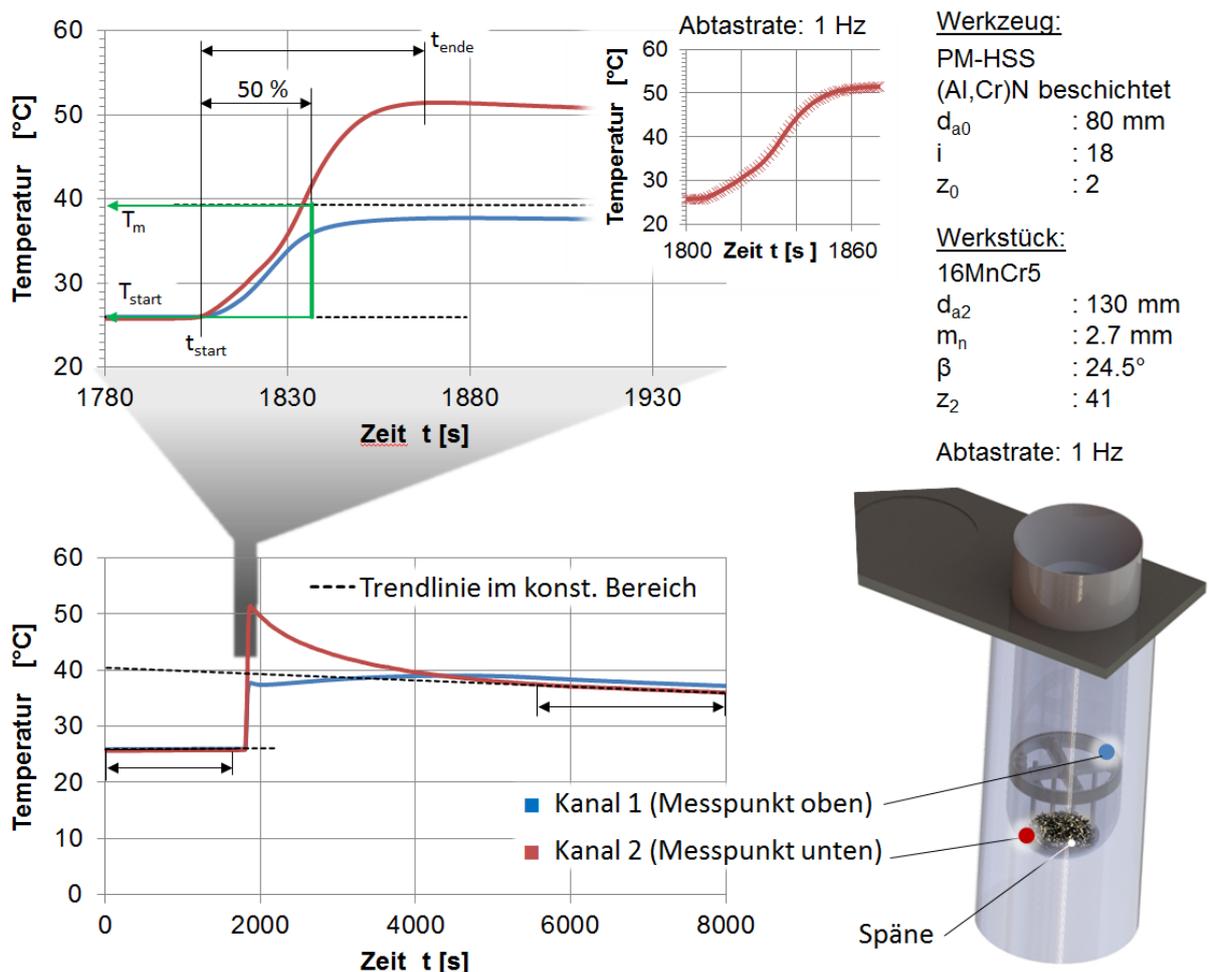
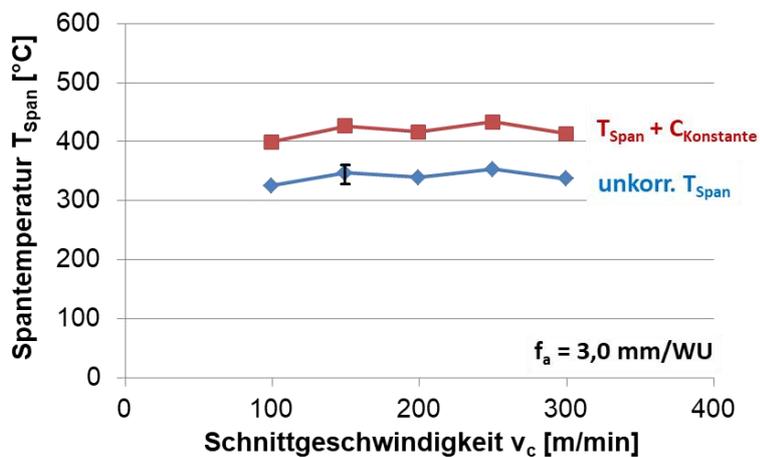


Bild 5-6 Auswertung der Mischtemperatur

Basierend auf dieser Bestimmung der Mischtemperatur wurden Versuchsreihen bei veränderter Schnittgeschwindigkeit und verändertem Vorschub durchgeführt. Beide technologischen Parameter wurden in industriell relevanten Grenzen untersucht, der Axialvorschub von 1,0 mm bis 4,0 mm (entspricht $h_{cu,max,Hoff} = 0,12$ mm bis 0,24 mm) und die Schnittgeschwindigkeit von 100 m/min bis 300 m/min. Eine Wiederholungsmessung aus drei Versuchen am Zentralpunkt ($v_c = 150$ m/min und $f_a = 3,0$ mm) zu Beginn der Versuchsreihen ergab eine Standardabweichung von 4,6 %, siehe Bild 5-7 unteres Diagramm. In beiden Diagrammen sind die unkorrigierten und mit der Kalorimeterkonstante verrechneten Spantemperaturen aufgetragen (Gleichung 6.2 und 6.3).



Werkzeug:

PM-HSS
(Al,Cr)N beschichtet
 d_{a0} : 80 mm
 i : 18
 z_0 : 2

Werkstück:

16MnCr5
 d_{a2} : 130 mm
 m_n : 2.7 mm
 β : 24.5°
 z_2 : 41

Abtastrate: 1 Hz

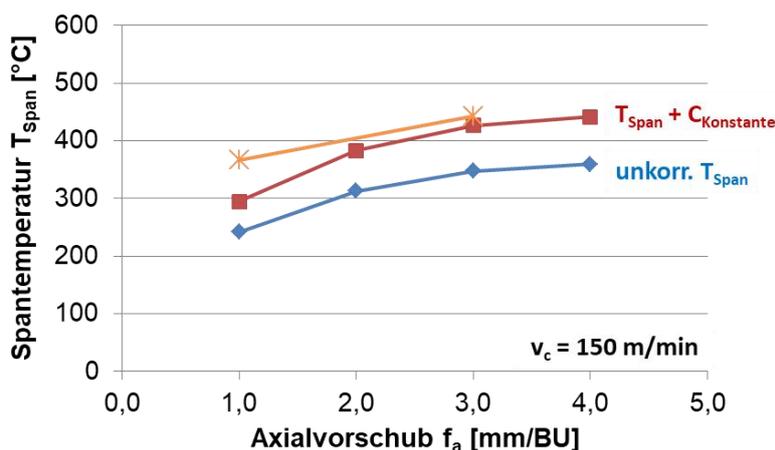


Bild 5-7 Kalometrische Spantemperatur über Vorschub und Schnittgeschwindigkeit

Beide Diagramme vergleichend, zeigt sich eine Zunahme der Spantemperatur über dem Axialvorschub. Demgegenüber bleibt sie im Bereich von 100 m/min bis 300 m/min nahezu unverändert. Bei beiden Technologieparametern bleibt die zerspante Gesamtmasse mit 306 g je Zahnrad konstant. Beim Axialvorschub ändert sich jedoch die Anzahl an generierten Späne je Zahnrad

($f_a = 1 \text{ mm/BU} = 1809 \text{ Späne}$ und $f_a = 4 \text{ mm/BU} = 515 \text{ Späne}$). Somit werden bei 4 mm/BU Axialvorschub über 70% weniger Späne erzeugt und ergeben damit auch 70% weniger Schneidenkontakte zwischen Werkzeug und Zahnrad. Demgegenüber steigt die Umformarbeit beim Abtrennen des Materials, da die Spanungsdicke und die Spanvolumina steigen.

Wie in Bild 5-3 zu sehen, erfolgte die Späneabfuhr über Trichter und Glasrohr in das Dewargefäß. Auf diesem Weg berühren die Späne die Trichter- und Rohrwandung und geben daher zusätzlich zur erzwungenen Konvektion des Spanfluges ebenfalls Wärme durch Wärmeleitung ab. Wie hoch dieser Einfluss ausfällt, sollte in zwei Stichversuchen geprüft werden. Kurzzeitig konnte die Vorrichtung so umgestaltet werden, dass das Dewargefäß die Späne direkt aus dem Flug heraus aufnimmt, vergleiche Foto Bild 5-7. Diese zwei Stichversuche sind im Diagramm des Axialvorschubes zusätzlich aufgetragen. Der Unterschied bei 150 m/min und $3,0 \text{ mm/BU}$ beträgt lediglich 16°C ($+5 \%$). Bei gleicher Schnittgeschwindigkeit und einem Vorschub von $1,0 \text{ mm/BU}$ steigt der Unterschied auf 71°C ($+24 \%$ an). Über die deutlich höhere Anzahl an Spänen ($+265 \%$) wird beim Kontakt zum Trichter mehr entstandene Wärme abgegeben, daher steigt hier die Abweichung an.

Zur Ergänzung der kalorimetrischen Messung wurde während der Versuche das Antriebsmoment der Werkzeugspindel über die Maschinensteuerung aufgezeichnet. Die zuvor beschriebenen Servo Traces der Werkzeugspindel bei variiertem Schnittgeschwindigkeit und variiertem Vorschub illustriert Bild 5-8. Hierbei bewirken die veränderten Schnittparameter unterschiedliche Prozesszeiten. Das bei allen Messungen kleiner 1 Nm gemessene Leerlaufdrehmoment wurde von den Signalverläufen abgezogen. Zur besseren Vergleichbarkeit wurde die Leistung der jeweiligen Versuche bestimmt und diese über der Zeit zu einer Wälzfräsarbeit integriert (Gleichung 6.6)

$$Q_{Sp} = c_{span} * m_{span} * \Delta T_{span} \quad (6.4)$$

$$P_{WF} = M_{WF} * \omega = M_{WF} * 2 * \pi * n \quad (6.5)$$

$$W_{WF} = \int_0^T M_{WF}(t) * dt \quad (6.6)$$

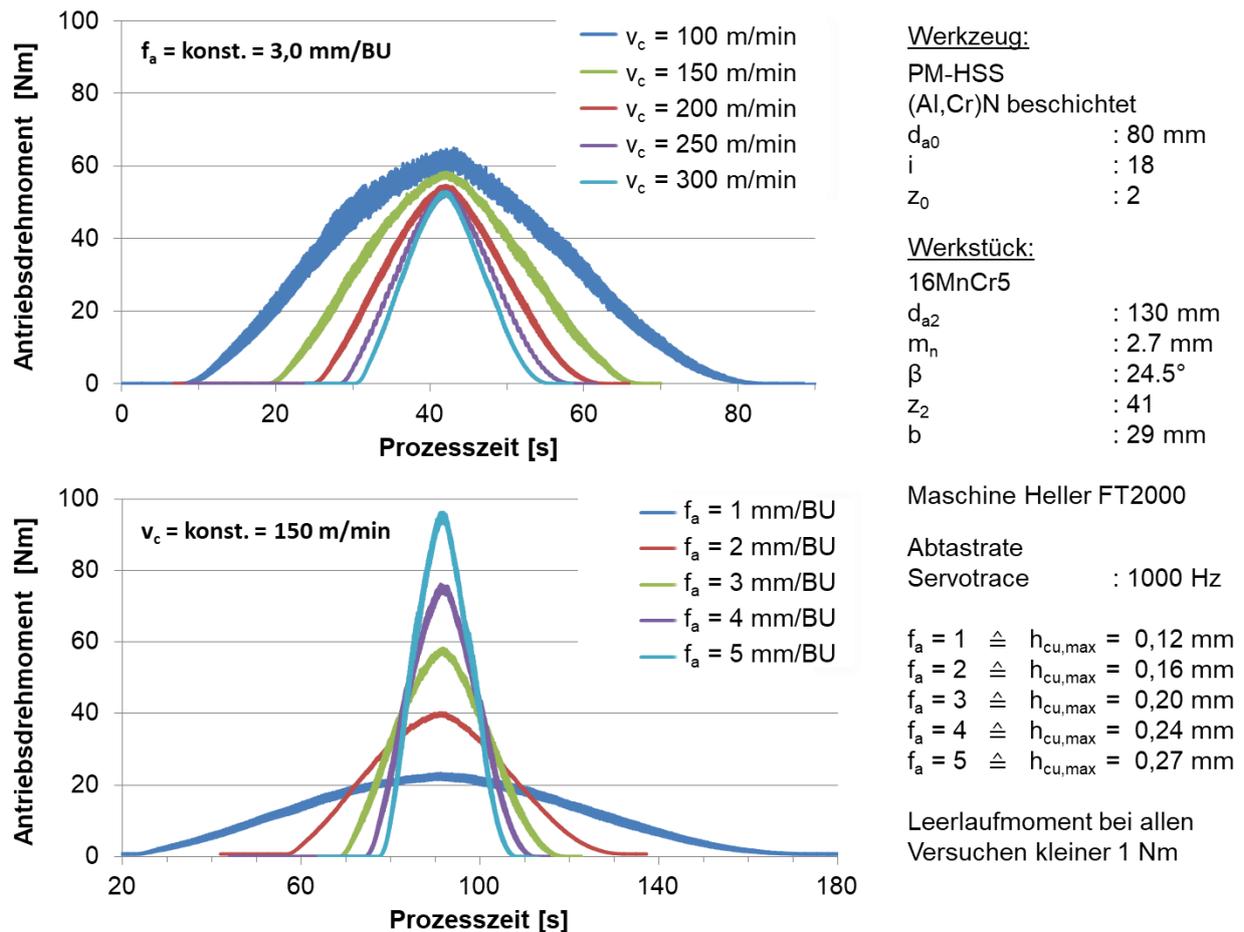
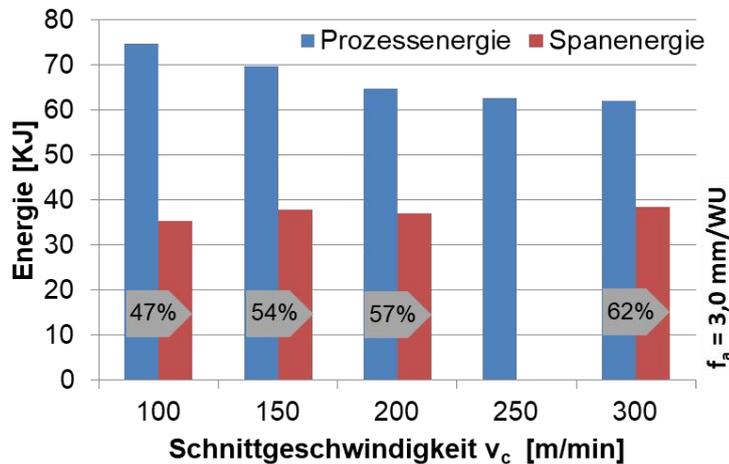


Bild 5-8 Antriebsdrehmoment der Werkzeugspindel unter Variation der Schnittparameter

Durch die Überführung beider Messungen (Span und Prozess) in Energien lassen sich diese abschließend miteinander vergleichen, siehe Bild 5-9. Bezüglich der Schnittgeschwindigkeit sinkt die Prozessenergie bis 300 m/min kontinuierlich. Die berechneten Spanenergien liegen bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten alle im Bereich von 35 KJ bis 38 KJ. Da die Prozessenergie über der Schnittgeschwindigkeit sinkt, verändern sich die Anteile der Spanenergie am Prozess. Somit liegt diese bei 100 m/min anteilig bei 47 % und steigt bei 300 m/min auf 62 % an.

Demgegenüber divergieren die Verläufe bei der Variation des Axialvorschubes. Hier sinkt ebenfalls, wie schon bei der Schnittgeschwindigkeit, die Prozessenergie bei steigendem Schnittparameter und erreicht bei 3 mm/BU und ca. 70 KJ ein gleichbleibendes Niveau. Im Unterschied zur Schnittgeschwindigkeit nimmt die Spanenergie bei Erhöhung des Axialvorschubes (Spanungsdicke) zu, die

prozentuale Zunahme sinkt (degressiver Verlauf). Der energetische Anteil der Späne liegt bei $f_a = 1$ mm/BU bei 32 % und beim Vorschub von $f_a = 4$ mm/BU bei 57 %. Die Erhöhung des Axialvorschubes birgt demnach die Möglichkeit, mehr Energie in den Span zu leiten.

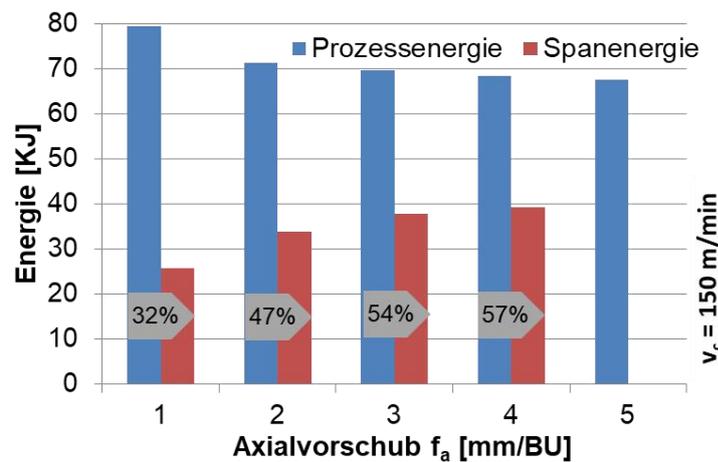
Werkzeug:

PM-HSS
(Al,Cr)N beschichtet
 d_{a0} : 80 mm
 i : 18
 Z_0 : 2

Werkstück:

16MnCr5
 d_{a2} : 130 mm
 m_n : 2.7 mm
 β : 24.5°
 Z_2 : 41
 b : 29 mm

Maschine Heller FT2000



Abtastrate

Servotrace : 1000 Hz

c_{Span} : 0,43 KJ/KgK

Masse Späne : 200 g

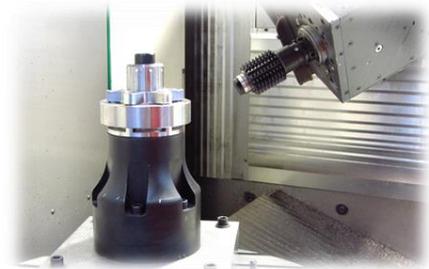


Bild 5-9 Vergleich von Spanenergie und Prozessenergie

Beim Wälzfräsen verändert sich mit Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit geometrisch nichts, lediglich die Prozesszeit (Zeit je Spanabnahme) sinkt. Eine Vorschubsteigerung bewirkt, bezogen auf ein Zahnrad, eine Abnahme der Gesamtspänezahl und damit eine Zunahme der Einzelspanmassen. Die Zunahme der Spanvolumina bewirkt wie im unteren Teil von Bild 5-9 zu sehen eine Erhöhung der Spanenergie. Es ist sichtbar, dass sich die Energieaufteilung bei der Vorschubvariation stärker verändert als bei der Schnittgeschwindigkeit, da bei einer höheren Einzelspanmasse mehr Umformarbeit je Span geleistet werden muss.

Daher divergieren die Verläufe über dem Vorschub und folgen einem ähnlichen Trend bei der Schnittgeschwindigkeit. Für eine Gesamtbilanzierung der Prozessenergie fehlen allerdings die energetischen Anteile für Werkstück, Werkzeug und Umwelt.

5.2 Spanbildungssimulation zur Abschätzung der Spantemperatur

Die im voranstehenden Kapitel mit Hilfe der Kalorimetrie ermittelten Spantemperaturen geben bei variierenden Schnittparametern Tendenzen wider. Da die Maximaltemperaturen während des Zerspanprozesses auftreten, werden in diesem Kapitel Spanabtragssimulationen durchgeführt. Dabei werden verschiedene Wälzstellungen und Schnittparameter miteinander verglichen.

5.2.1 Simulationsaufbau

Für die nachstehenden Spanabtragssimulationen wurde die kommerzielle Software Advant Edge der Firma Third Wave Systems verwendet. Wie schon im Stand der Technik erläutert, hat sich diese Software gegenüber Deform3D auf die Zerspantechnik fokussiert.

Das Wälzfräsen ist nicht wie andere Verfahren in Advant Edge implementiert, somit muss ein benutzerdefiniertes Werkzeug (Schlagzahn mit Bezugsprofil) und Werkstück definiert werden. Hierzu wird in einem CAD Programm das jeweilige Bezugsprofil als Skizze erstellt und in eine Kreisform ausgeprägt, vgl. Bild 5-10 Schritt 1 und 2. Diese Form entspricht im realen Prozess der Flugbahn des Schlagzahns. Äquivalent zum Schlagzahnversuch verfährt die Bezugsprofilscheibe tangential zum Werkstück und generiert damit je Tangentialinkrement eine Wälzstellung am Werkstück (Schritt 3). Da der Axialvorschub geometrisch Einfluss besitzt, wird dieser in der CAD Durchdringungsrechnung bei Schritt 3 berücksichtigt. Aus der Durchdringung von Werkzeug und Werkstück stehen nach der CAD-Berechnung wälzstellungsviele Werkstücke zur Verfügung. Aus den Durchdringungsdaten werden ferner auch die unverformten Späne abgespeichert (Schritt 4). Die in Bild 5-10 bei Schritt 4 gezeigten Späne können bezüglich Form,

Spanvolumen und Schnittbogenlänge ausgewertet werden und verdeutlichen dadurch erste Charakteristika des Verzahnungsfalles. Dem hohen Unterschied in der Rechenzeit geschuldet, können nicht alle Wälzstellungen, welche in CAD erstellt wurden, in Advant Edge nachgerechnet werden. Nach Auswahl einer Wälzstellung X wird das Werkstück mit Wälzstellung X-1 (welches den Span X noch beinhaltet) in Advant Edge implementiert (Schritt 5). Der Schlagzahn folgt im Anschluss. Durch Definition der geometrischen Bezugsgrößen zwischen Werkzeug und Werkstück wird der Bewegungsablauf festgelegt. Mit Drehrichtung und Schnittgeschwindigkeit sind alle notwendigen kinematischen Größen definiert. Es erfolgt die Zuweisung des Werkzeug- und Werkstückmaterials und der Vernetzungsparameter. Im Anschluss folgt die Berechnung (Schritt 6) und die Auswertung der Späne und Temperaturverläufe (Schritt 7). Eine Zusammenfassung der Parameter und Einstellungen für den Verzahnungsfall $m_n = 2,7$ mm erfolgt in Tabelle 7.

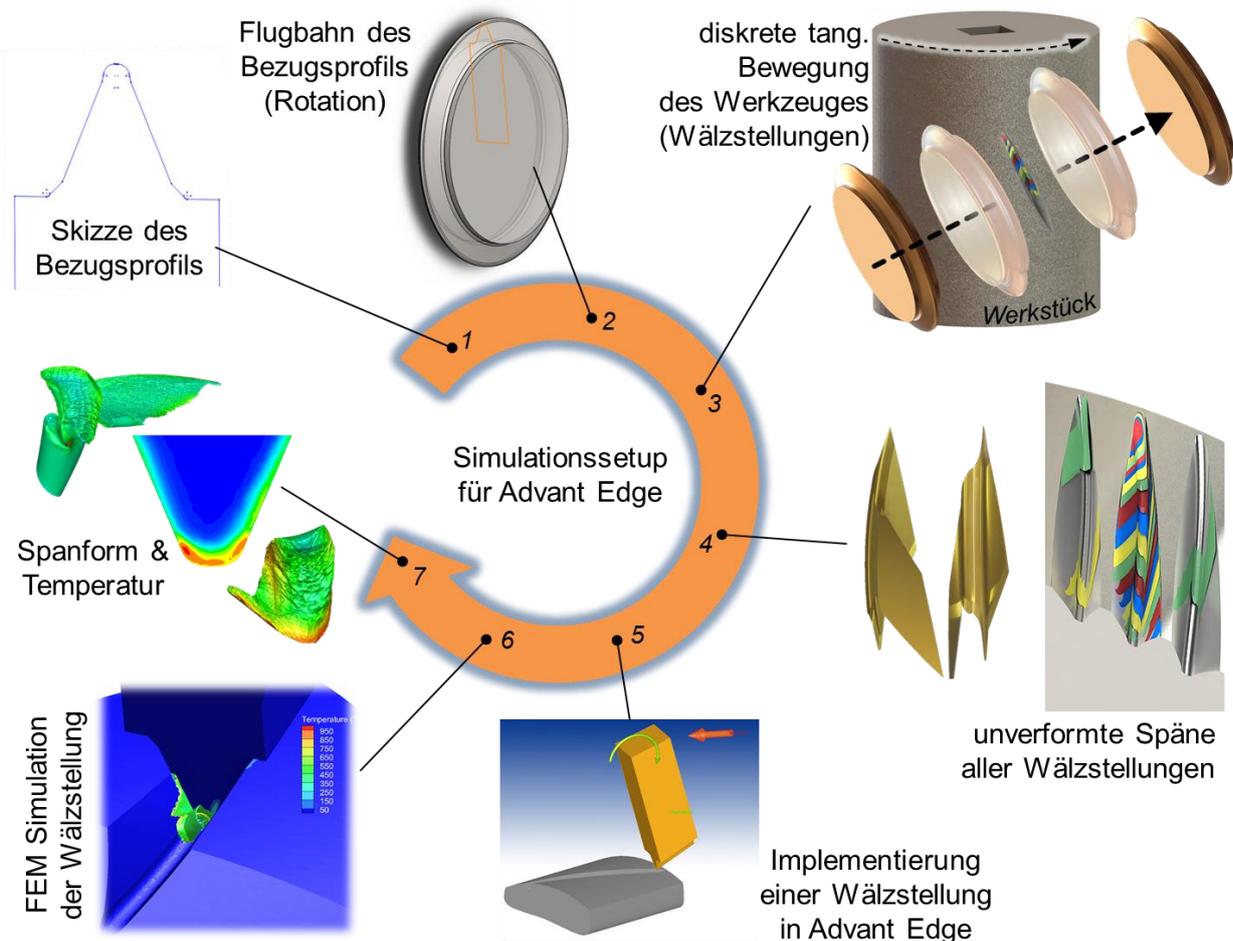


Bild 5-10 Implementierung des CAD Modells in Advant Edge

Tabelle 7 Einstellungen und Parameter in Advant Edge für $m_n = 2,7$ mm

Werkstück		
Material		20 NiCrMo2-2
Zugfestigkeit	[MPa]	530
Härte	[Bhn]	149
Werkzeug		
Material		PM-HSS ASP 2060 (1.3291)
Beschichtung		(Ti,Al)N
Beschichtungsdicke	[μ m]	4
Werkzeugtyp		Starrkörper ohne Deformation
Prozess		
adaptive Neuvernetzung		
min. Vernetzungselement Werkzeug	[μ m]	35
min. Vernetzungselement Span	[μ m]	45
Vernetzungsradius	[μ m]	100

5.2.2 Simulationsergebnisse

Die Validierung der Simulationsergebnisse ist notwendig, da jede Simulation für sich genommen noch keinen Bezug zur Realität birgt. Wie schon im Stand der Technik beschrieben, ist die Temperaturmessung in der Wirkzone stets nur eine Annäherung. Aufgrund fehlender Temperaturmesstechnik im einstelligen Millisekundenbereich für Spanabtragszeiten beim Wälzfräsen, wurde die Validierung indirekt vorgenommen. Diese erfolgte einerseits über das Drehmoment und andererseits über die qualitative Ausprägung der Spanform im Schlagzahnversuch. Für den Verzahnungsfall aus Kapitel 4.3, bei welchem die Servo Traces verifiziert wurden, standen für den Schlagzahnversuch die Drehmomente aller Wälzstellungen zur Verfügung. In Bild 5-11 sind die simulierten und gemessenen Drehmomente über den Wälzstellungen aufgetragen. Qualitativ verläuft das simulierte Drehmoment entlang dem gemessenen. Quantitativ zeigt sich ein Unterschied zwischen den Absolutwerten. Da in der Materialbibliothek von Advant Edge der Einsatzstahl 16MnCr5 nicht hinterlegt ist, musste auf den nächst ähnlichen Werkstoff übergegangen werden – 20NiCrMo2-2. Trotz ähnlicher chemischer Zusammensetzung und ähnlichen Materialeigenschaften könnten Unterschiede zu verschiedenen Absolutwerten

führen. Ferner liegt auch in der Abtastzeit zwischen Simulation ($2 \mu\text{s}$) und Dynamometer ($100 \mu\text{s}$) ein Unterschied von Faktor 50, welcher dazu führt, dass das Experiment mit dem Dynamometer den wahren Drehmomentwert unterschätzt. Da für diese Arbeit der Vergleich innerhalb einer Versuchsreihe im Vordergrund steht, ist eine Verwendung der Simulation durch die qualitative Übereinstimmung möglich.

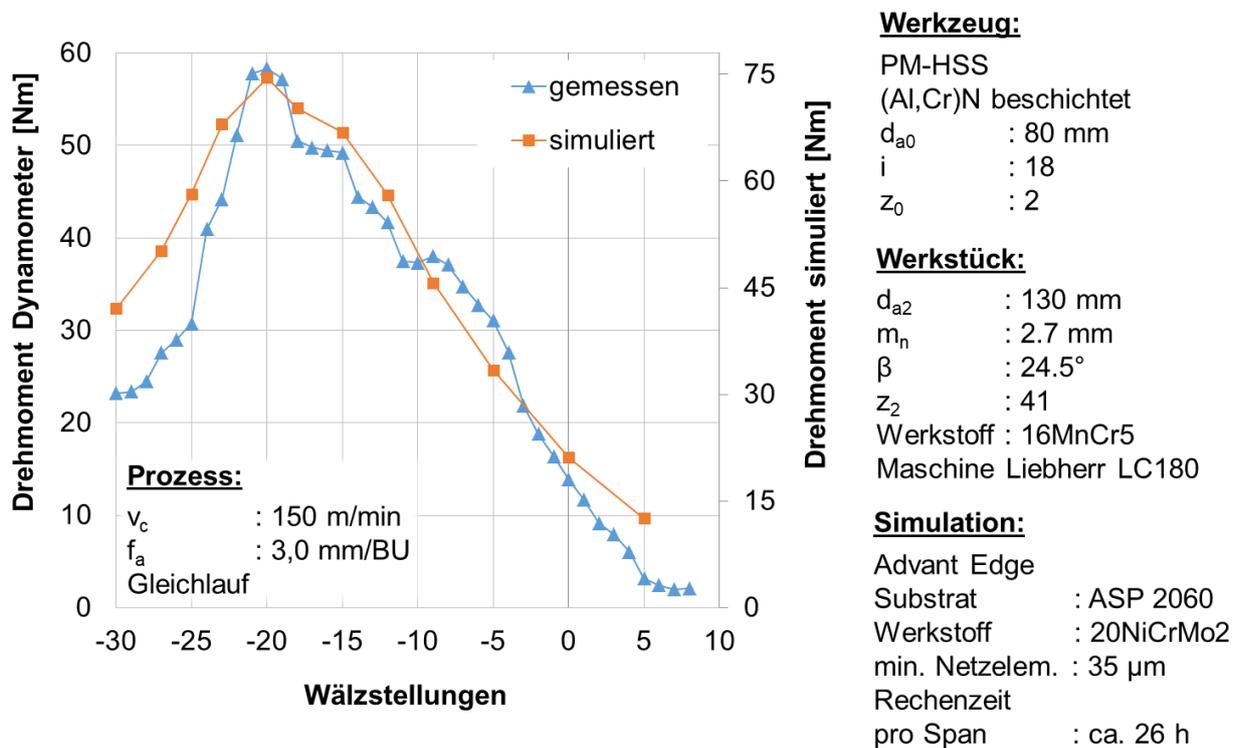
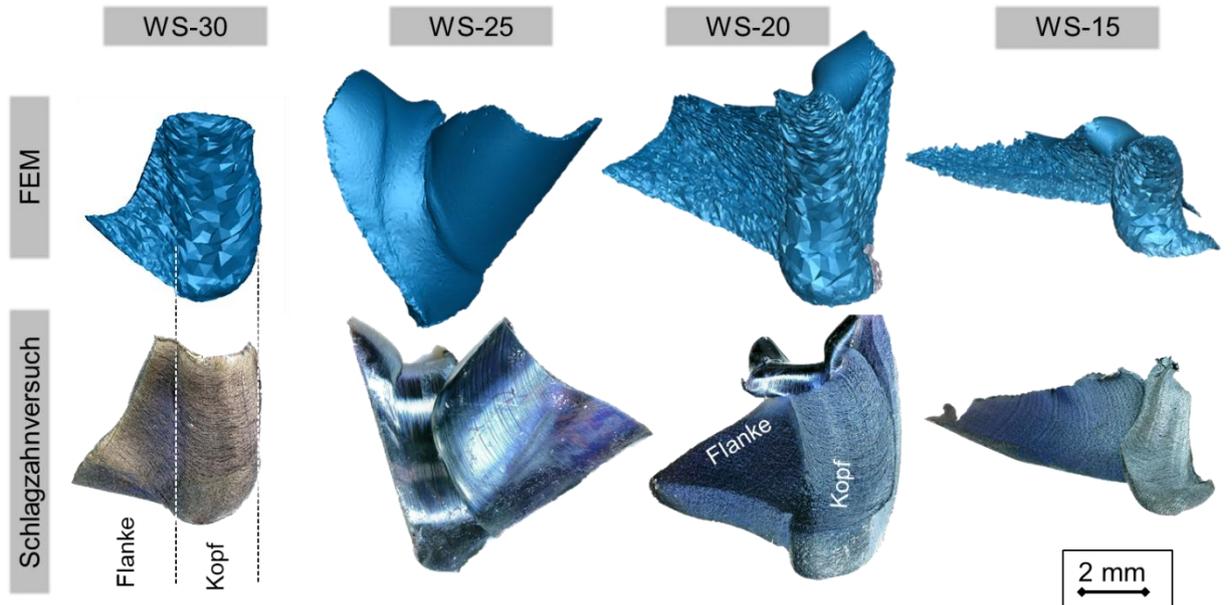


Bild 5-11 Vergleich des simulierten und gemessenen Drehmoments

Ein weiterer Abgleich erfolgte bei der Ausbildung der Spanform. Hierzu veranschaulicht Bild 5-12 die Spanform verschiedener Wälzstellungen. Durch den Schlagzahnversuch können diese im Prozess entlang der Tangentialbewegung des Schlagzahns aufgefangen und über den Verfahrenweg diskreten Wälzstellungen zugeordnet werden. Für vier Wälzstellungen des Vorschneidbereiches wurde der Vergleich durchgeführt. Wälzstellungen im Profilerbereich sind meist durch geteilte Späne auf EF und AF gekennzeichnet, wodurch eine Zuordnung erschwert würde.

Die Darstellung erfolgt im Abstand von fünf Wälzstellungen beginnend mit der maximalen Kopfspanungsdicke bei Wälzstellung -30 (WS-30). Bei Wälzstellung -20 liegt zudem das maximale Spanvolumen vor. Ab Wälzstellung -15 treten geteilte Späne auf. Hier konnte für diesen Vergleich nur der Zweiflankenspan in der Maschine aufgefangen werden, da die Flugrichtung geteilter Späne sich stark

unterscheidet. Die Darstellung nicht nur eines sondern mehrere Späne verschiedener Wälzstellungen und damit auch verschiedener Geometrien soll die Aussagekraft untermauern.

Werkzeug:

PM-HSS
(Al,Cr)N beschichtet
 d_{a0} : 80 mm
 i : 18
 z_0 : 2

Werkstück:

d_{a2} : 130 mm
 m_n : 2.7 mm
 β : 24.5°
 z_2 : 41
Werkstoff : 16MnCr5

Prozess:

v_c : 150 m/min
 f_a : 3,0 mm/BU
Gleichlauf

Simulation:

Advant Edge
Substrat : HSS
Werkstoff : 20NiCrMo2
min. Netzelement : 35 μ m
Rechenzeit : ca. 26 h

Bild 5-12 Vergleich von simulierten und realen Spänen verschiedener Wälzstellungen

Generell lässt sich für alle Wälzstellungen eine Übereinstimmung in der Spanform feststellen. Gerade die Komplexität der Zwei- (WS-30 und WS-15) und Dreiflankenspäne (WS-25 und WS-20) mit verschiedenen Krümmungen und Aufwicklungen bestätigt die Qualität der Simulation. Bei Wälzstellung -25 wurde entgegen den anderen Wälzstellungen die spanflächenzugewandte Seite dargestellt. Auch in diesem Fall bildet die Simulation den beim Schlagzahnversuch erzeugten Span detailgetreu ab. Bei Betrachtung der Spanvorderseite wird die Auswirkung der Vernetzungsparameter (minimales Spanelement 35 μ m) im Bereich des Kopfspanes deutlich. Hier weist der reale Span deutlich feinere Strukturen entlang des Schnittbogens auf. Die Ausbildung der gesamten Spanform scheint dadurch nicht beeinflusst.

Durch die indirekte Validierung der Spanbildungssimulation werden im Folgenden die Maximaltemperaturen bei allen simulierten Wälzstellungen miteinander verglichen.

Im Wälzstellungsbereich von -30 bis +5 zeigt das Diagramm unten rechts im Bild 5-13 den Verlauf der maximal auftretenden Spantemperatur entlang des Schnittbogens (Zeitachse).

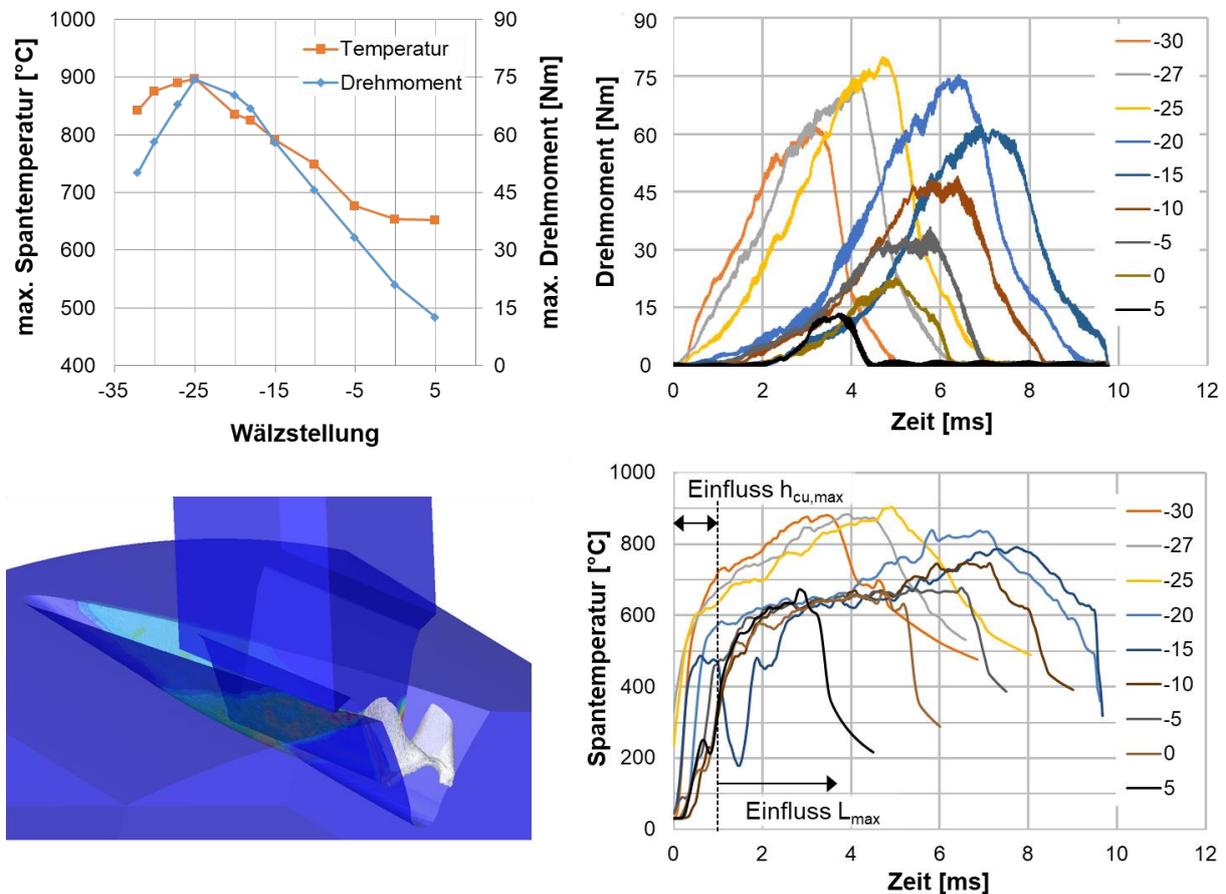


Bild 5-13 Vergleich von simulierter Spantemperatur und simuliertem Drehmoment bei verschiedenen Wälzstellungen ($v_c = 150$ m/min mit $f_a = 3,0$ mm/BU)

Hierbei stellt sich für die Wälzstellungen bis -25 ein ähnliches Verhalten dar. Die maximale Spantemperatur steigt durch die hohe Spannungsdicke (Einfluss $h_{cu,max}$) auf ca. 700°C an (Bereich 0 bis 1 ms). Es folgt die Abnahme der Spannungsdicke entlang des Schnittbogens. Jedoch steigt die Maximaltemperatur zwischen 1 ms und 5 ms (für WS-25 gelb) weiter an und erreicht für die Wälzstellungen WS-30 bis WS-25 ca. 900°C. Innerhalb dieser fünf Wälzstellungen ändern sich die Werte für max. Kopfspannungsdicke und Spanvolumen und Schnittbogenlänge. Die Kopfspannungsdicke sinkt, während die Schnittbogenlänge zunimmt. Der Wechsel dieser beiden Kennwerte resultiert nicht in einer wesentlichen Änderung der Maximaltemperatur. Hieraus lässt sich folgern, dass beide geometrischen Kenngrößen sich für diesen Anfangsbereich gegenseitig kompensieren. Ab

Wälzstellung -20 bewirkt die sinkende Kopfspannungsdicke eine Reduzierung der Initialtemperatur (bis 1 ms) auf ca. 500°C bis 600°C. Durch die deutliche Zunahme der Schnittbogenlänge (Einfluss L_{\max}) steigt die Maximaltemperatur für WS-20 und WS-15 noch auf 840°C bzw. 825°C an. Bei allen nachfolgenden Wälzstellungen gleicht sich der Temperaturverlauf, jedoch sinkt die Maximaltemperatur weiter durch die einsetzende Verkürzung der Schnittbogenlänge.

Das Drehmoment und die maximale Spantemperatur vergleichend, stellt sich für die Wälzstellungen im Bereich von -25 bis -5 ein qualitativ ähnlicher Verlauf beider Werte dar, Bild 5-13 oben links. In den Randbereichen der Wälzstellungen weicht dieser voneinander ab. Im Anfangsbereich von -32 bis -25 liegt dies an der maximalen Kopfspannungsdicke, welche durch den Druck auf der Spanfläche die Initialtemperatur stark beeinflusst. Demgegenüber wird das Drehmoment zwar auch von der maximalen Kopfspannungsdicke beeinflusst, doch als Summe der Spannungsdicken entlang der Schneidkantenabwicklung. Dies spiegelt sich eher im Spanvolumen wider. Die Spantemperatur ist vom Bereich der Schneidkantenabwicklung unabhängig und liegt dadurch gleich zu Beginn der Wälzstellungen auf Maximalniveau. Am Ende der Wälzstellungen (-5 bis +5), wo nur noch einflankig an der auslaufenden Flanke profiliert wird, weichen die Verläufe erneut ab. Hier sinkt der Anteil der an der Zerspanung beteiligten Schneidkantenlänge schneller als die Kopfspannungsdicke und bewirkt dadurch eine schnellere Abnahme des Drehmoments.

Die Auswertung der verschiedenen Wälzstellungen zeigt, dass sich beim Wälzfräsen auch die Temperaturverläufe durch geometrische Kenngrößen interpretieren lassen. Die gegenseitige Wechselwirkung erschwert die generelle Ableitung der Temperatur aus den geometrischen Verhältnissen. Hierzu müsste eine Vielzahl an Berechnungen verschiedener Verzahnungen durchgeführt und übergeordnet miteinander korreliert werden. Erste Untersuchungen hierzu wurden in [Karp16b] gemacht und sind daher hier nicht Gegenstand der Betrachtungen.

In Anlehnung an das voranstehende Kapitel der Kalorimetrie wurden für die Schnittgeschwindigkeit und den Axialvorschub Variationen simuliert. Für beide Parameter wurde die Wälzstellung -20 gewählt, da diese mit dem größten Spanvolumen einen Kompromiss zwischen maximaler Kopfspannungsdicke und der maximalen Schnittbogenlänge darstellt. Da sich entlang des Drehwinkels die

Spanform kontinuierlich ändert (vgl. Bild 5-14 unten) sind für alle nachfolgenden Betrachtungen gleiche Momentaufnahmen gewählt worden. Der Moment, bei welchem die Spanbildung auf der Flanke im Kopfbereich endet, diente zum Vergleich aller Spanbilder (vgl. Bild 5-14 oben rechts).

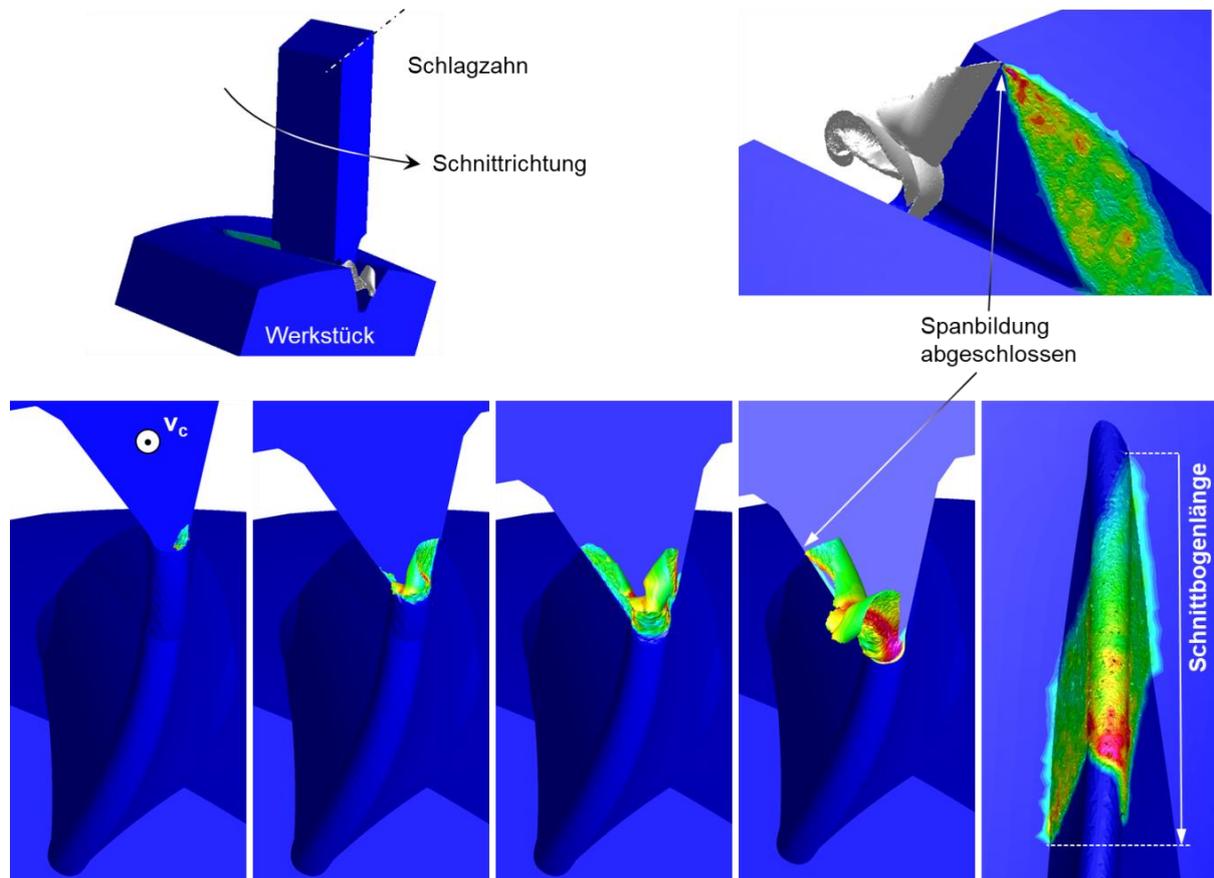


Bild 5-14 qualitative Darstellung der Spanbildung von Wälzstellung -20 bei verschiedenen Drehwinkelpositionen des Schlagzahnes ($v_c = 150$ m/min mit $f_a = 3,0$ mm/BU)

Für die Schnittgeschwindigkeit wurden die Extrema 50 m/min und 300 m/min sowie der Zentralpunkt bei 150 m/min berechnet. Der Axialvorschub wurde mit 3,0 mm/BU konstant gehalten. Da sich geometrisch bei der Schnittgeschwindigkeit nichts ändert, sind die Spanbilder bei gleichen Drehwinkelpositionen dargestellt, siehe Bild 5-15. Oberhalb ist die Vorderseite des Spans und in der unteren Reihe die Rückseite, also die spanflächenzugewandte Seite zu sehen. Alle Darstellungen sind Momentaufnahmen, exakt zu jenem Zeitpunkt, an welchem die Zerspanung beendet wurde, wo der Span vom Werkstück abgetrennt wird. Wie zu erwarten steigt mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit die Spantemperatur an. Die Temperaturgradienten können, wie im Stand der Technik erläutert, in der

Zerspanung je Millimeter mehrere hundert Kelvin betragen. Daher zeigen sich im Kopfbereich Unterschiede zwischen Spanvorderseite und Spanrückseite, da der Span hier auf bis zu 1,1 mm gestaucht wurde. Aufgrund der höheren Spanndicke und der dadurch höheren Umformarbeit im Kopfbereich zeigen sich entlang des Kopfspanes höhere Temperaturen als auf den Flankenspänen. Ferner wirkt auch das schlechtere Verhältnis von Volumen zur Oberfläche bei den Flanken konvektionsfördernd. Auf der Rückseite des Kopfspanes steigt die Spantemperatur bei $v_c = 50$ m/min von ca. 500°C auf ca. 650°C bei $v_c = 300$ m/min an. Da Advant Edge nicht die Möglichkeit bietet, sich für jeden Drehwinkelschritt des Schlagzahnes global die Temperaturwerte der Netzpunkte ausgeben zu lassen, können an dieser Stelle keine energetischen Betrachtungen durchgeführt werden. Somit erfolgt der Vergleich bei den Maximalwerten.

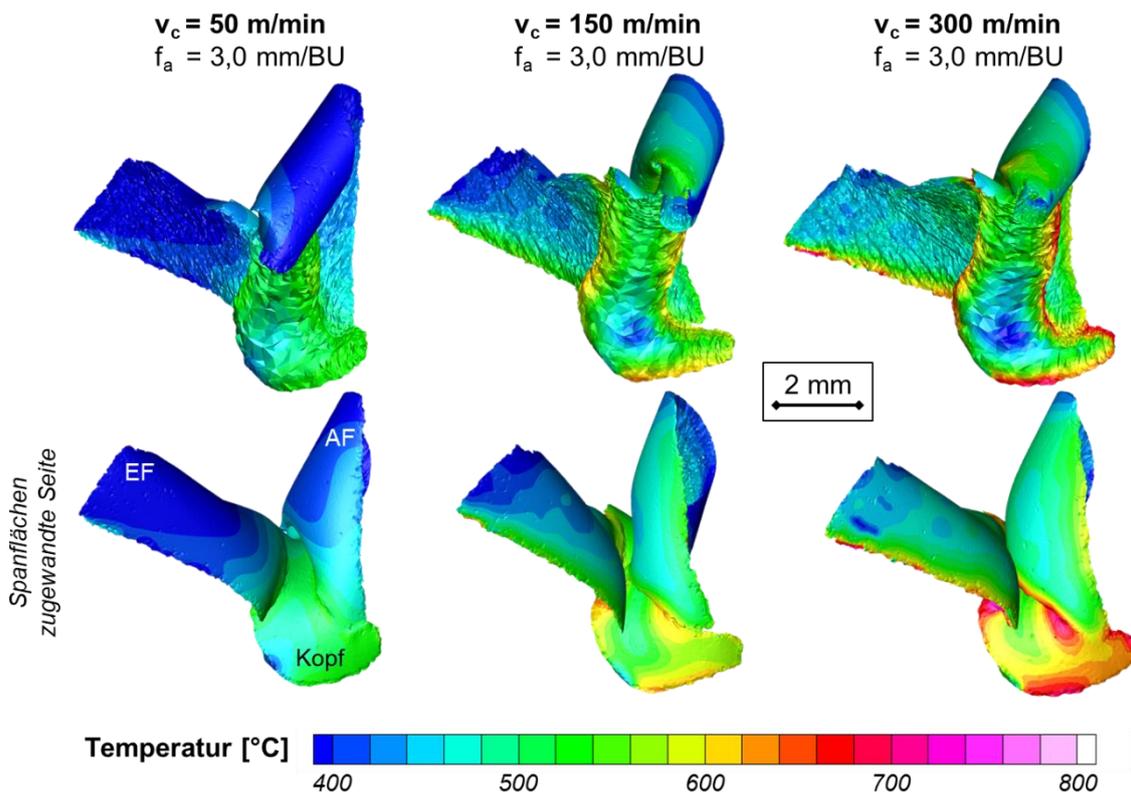


Bild 5-15 Spantemperaturen bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten nach Beendigung des Spanbildungsprozesses

Die normierten Maximalwerte für Spantemperatur und Drehmoment bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten stellt das linke Diagramm in Bild 5-16 dar. Wie aus den Servo Trace Messungen bekannt, sinkt das Drehmoment bei Zunahme der Schnittgeschwindigkeit geringfügig (-7%). Demgegenüber steigt die

maximale Spantemperatur um +31 % von 678°C auf 976°C. Diese deutlich höheren Spantemperaturen konnten im Kalorimeter jedoch nicht erfasst werden. Dies lag zum einen an der Entfernung des Kalorimeters von der Zerspanstelle (Konvektionseffekte) zum anderen an seinem Aufbau (Verlustwärme der Späne durch Wärmeleitung). Interessanterweise konnte bei selbigem Kalorimeteraufbau ein Anstieg der Spantemperatur bei der Vorschubsteigerung festgestellt werden. Den Anstieg der maximalen Spantemperatur zeigt auch die Spanbildungssimulation, siehe Diagramm rechts in Bild 5-16 und die Spanbilderübersicht in Bild 5-17.

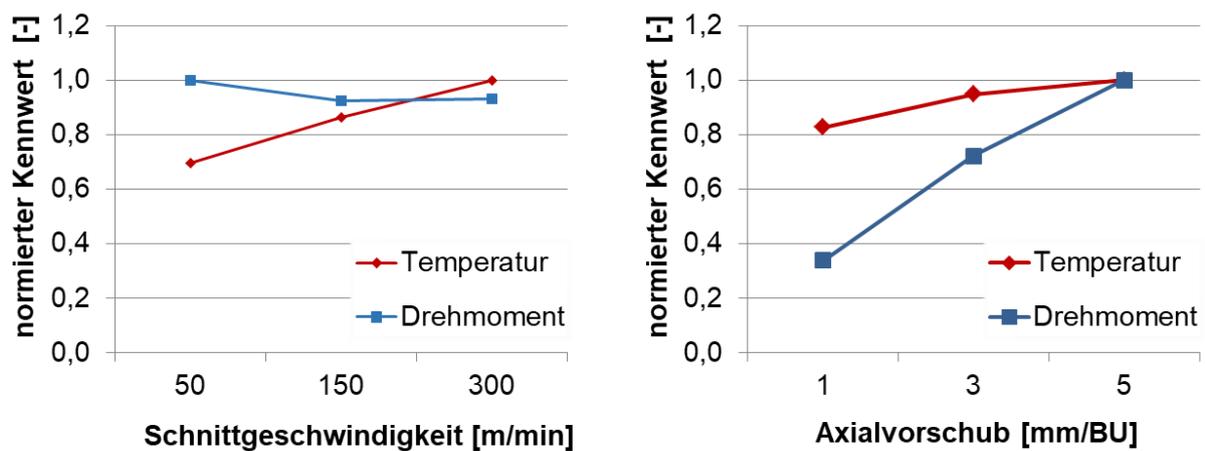


Bild 5-16 Vergleich der maximalen Spantemperatur und des Drehmoments

Die Absoluttemperaturen steigen bei einem Axialvorschub von 1,0 mm/BU von 734°C auf 888°C bei $f_a = 5,0$ mm/BU. Somit nimmt die maximale Spantemperatur bei der Vorschubsteigerung um +17% zu. Noch deutlicher wirkt sich dies auf das Drehmoment aus, welches um 66% steigt (45 Nm auf 133 Nm). Der Grund diesen geringeren Temperaturanstieg (gegenüber der Schnittgeschwindigkeitssteigerung) trotzdem im Kalorimeter messen zu können, wird in der deutlich geringeren Späneanzahl gesehen. Die höhere Spanenergie verteilt auf deutlich weniger Späne bewirkt, dass der Anteil an Verlusten einerseits durch Kontakt zur Glasrohrwand und zum anderen durch das reduzierte Spanvolumen/Spanoberflächenverhältnis (Konvektion) sinkt.

Zusammenfassend besteht mit der Spanbildungssimulation die Möglichkeit, Temperaturveränderungen durch Prozess- oder auch Geometrieänderungen zu analysieren. Die hier gezeigten Berechnungen sind mit wenigen aus der Literatur die

ersten Versuche, die Spanbildung beim Wälzfräsen als neue Interpretation zu etablieren. Dies kann wie im vorliegenden Fall für thermische Betrachtungen als auch für Verschleißanalysen am Werkzeug genutzt werden. Nichtsdestotrotz sollten die generierten Temperaturwerte langfristig mit Temperaturmesstechnik validiert werden. Erste Ansätze wurden hierzu in [Froh14] unternommen. Die dort vorgestellte Infrarotkamera für hochdynamische Prozesse konnte jedoch für die Untersuchungen nicht genutzt werden. Die Weiterentwicklung dieser Messtechnik, um sie beim Wälzfräsen zu nutzen, ist sehr zeitaufwändig und konnte innerhalb dieser Arbeit nicht fertiggestellt werden.

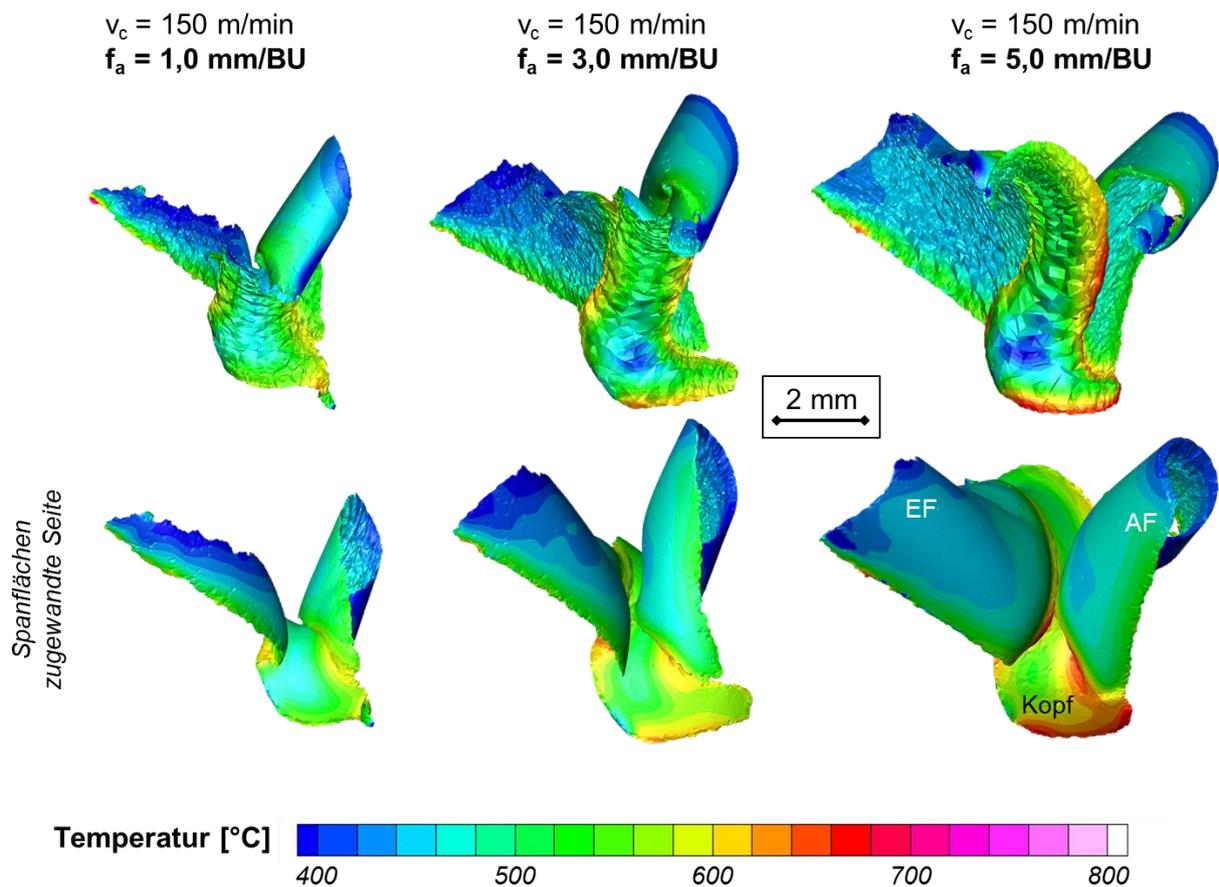


Bild 5-17 Spantemperaturen bei unterschiedlichen Axialvorschüben nach Beendigung des Spanbildungsprozesses

6 Werkstückseitige Temperaturmessung

6.1.1 Messapparatur und Kalibrierung

Die Bestimmung der Werkstücktemperatur erfolgte, aus Gründen der Wiederholgenauigkeit, mit einer eigens aufgebauten Temperaturmeseinrichtung. Ziel war es, über eine Vielzahl von Versuchen eine vergleichbare Temperaturmessung zu gewährleisten.

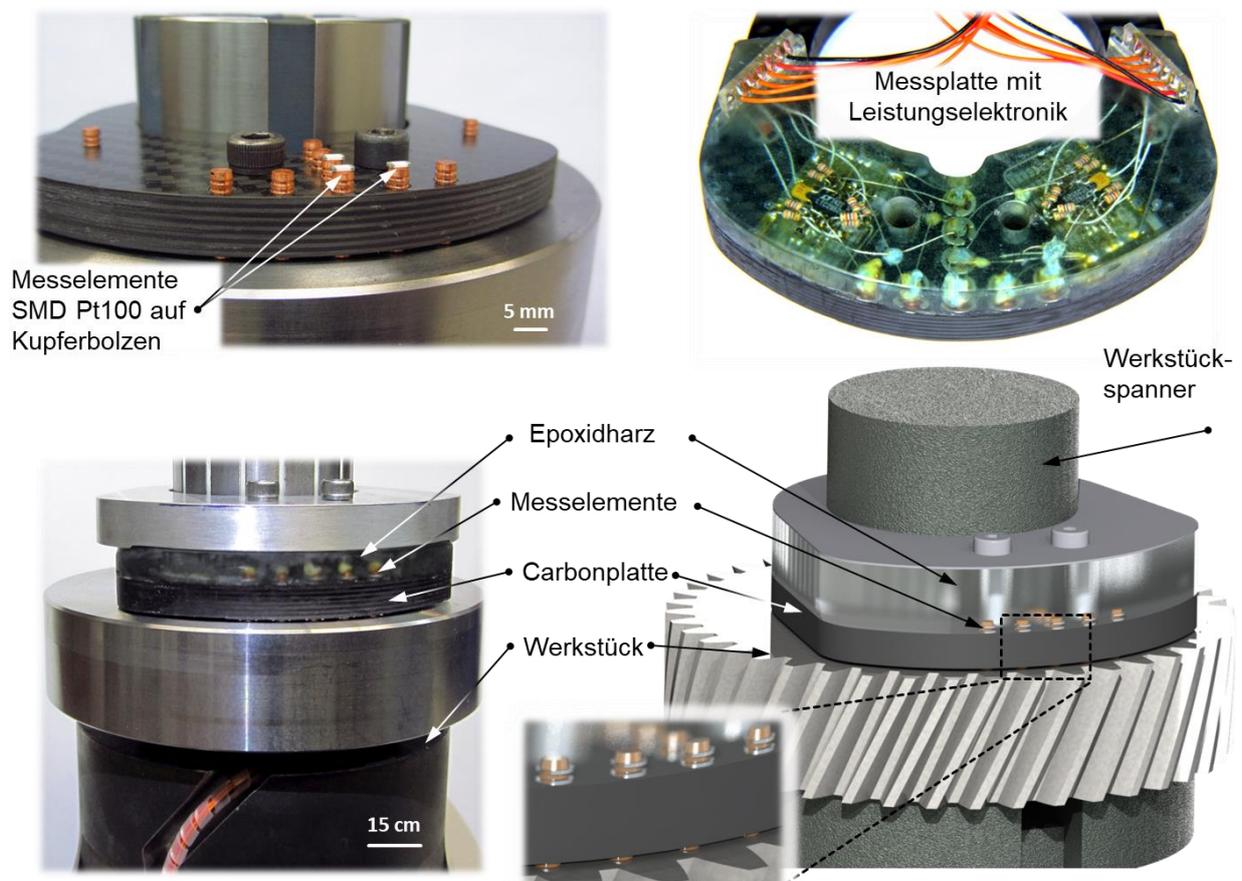


Bild 6-1 Aufbau der werkstückseitigen Temperaturmessung

In eine Grundplatte aus Carbon wurden Bolzen aus hochreinem sauerstofffreien Kupfer (CW008A) eingepresst. Die Wahl der Materialien erfolgte auf Basis ihrer physikalischen Eigenschaften. Die erforderliche Stabilität der Grundplatte und die thermische und elektrische Isolationswirkung zwischen den Kupferbolzen schränkte die Materialenauswahl des Grundmaterials ein. Letztendlich stellte Carbon den besten Kompromiss zwischen den Anforderungen dar. Hochreines Kupfer besitzt mit

ca. 400 W/(mK) eine sehr hohe Wärmeleitfähigkeit. Diese ist erforderlich, da die Kupferbolzen die Verbindung zwischen Werkstückoberfläche und den Temperaturfühlern darstellen. Als Messelemente wurden erneut Widerstandsthermometer der Fa. Hereaus (Typ Pt 100 SMD 1206) eingesetzt. Die geringe Eigenmasse ermöglicht ein schnelles Ansprechverhalten bei einem Temperaturanstieg. Die Widerstandsthermometer wurden auf die Oberseite der Kupferbolzen mit Wärmeleitkleber montiert, siehe Bild 6-1 oben links. Die Anordnung der Kupferbolzen erfolgte als 2D Matrix in Umfangs- als auch in Radialrichtung. Abschließend wurde die Oberseite der Messapparatur mit Epoxidharz ausgegossen, um die Messelektronik gegen Störgrößen (bspw. heiße Späne) zu schützen. Der untere Teil von Bild 6-1 veranschaulicht den Versuchsaufbau, bei welchem die Messtechnik mit der Oberseite der Werkstückes verschraubt wurde. Planparallele polierte Kupferbolzen in Verbindung mit Wärmeleitpaste an der Werkstückoberfläche sollten eine bestmögliche Wärmeübertragung ermöglichen. Die Energieversorgung während der Rotation des Werkstückes erfolgte mittels Batterie.

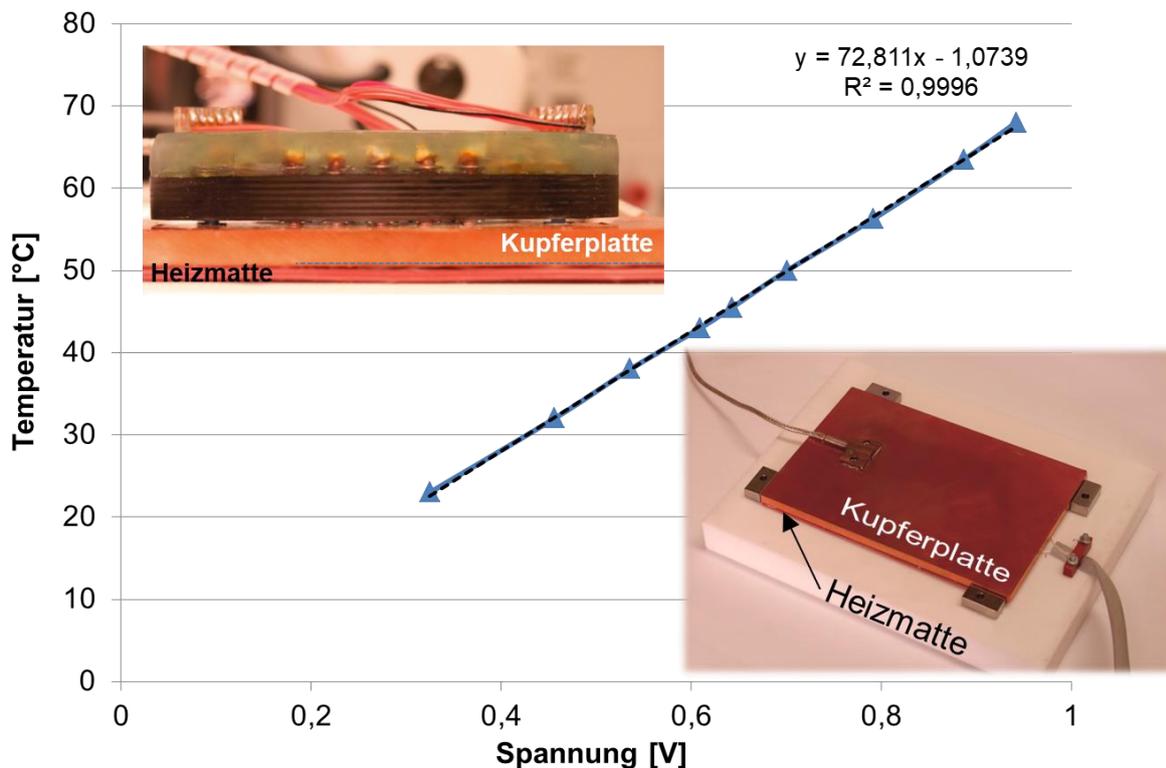


Bild 6-2 Kalibriereinrichtung zur Bestimmung von Absoluttemperaturen

Da die Temperatur des Werkstückes nicht nur Relativ- sondern auch Absoluttemperaturen messen sollte, wurde die gesamte Messkette vorab kalibriert.

Dies erfolgte auf einer Kupferplatte als Werkstückersatz. Eine unter der Platte befindliche Heizmatte erhitzte diese. Wie Bild 6-2 dokumentiert, ist an der Oberseite der Kupferplatte ein zertifiziertes Widerstandsthermometer (Norma Pt100 FT2) angebracht. Im Anschluss erfolgt die Befestigung der Messplatte auf der Kupferplatte (Bild 6-2 oben). Verschiedene Aufheiz- und Abkühlzyklen zeigten die Fähigkeit der Messapparatur. Der hochlineare Zusammenhang aus angelegter Spannung an der Heizmatte und der gemessenen Temperatur des kalibrierten Pt100 weist die Güte der Kalibrierungseinrichtung nach.

Die Fertigung der Carbonmessplatte als Messsystem ist unweigerlich mit Abweichungen wie dem Kleben der PT100, Länge und Oberfläche der Kupferbolzen behaftet. Dies resultiert in unterschiedlichen Absolutwerten. Die Nutzung eines kalibrierten Widerstandsthermometers als Referenz ermöglicht die Anpassung jedes einzelnen Messelements der Messeinrichtung. Jedes der acht Messelemente wurde im Anschluss an die Kalibrierung mit einem linearen Offset ($mx+n$) beaufschlagt, vgl. Bild 6-3. Der linke Teil zeigt dabei zwei Aufheizzyklen ohne Korrektur, die rechten Temperaturverläufe wurden auf den kalibrierten Sensor korrigiert. Die Messabweichung innerhalb der Carbonmesseinrichtung wurde damit minimiert.

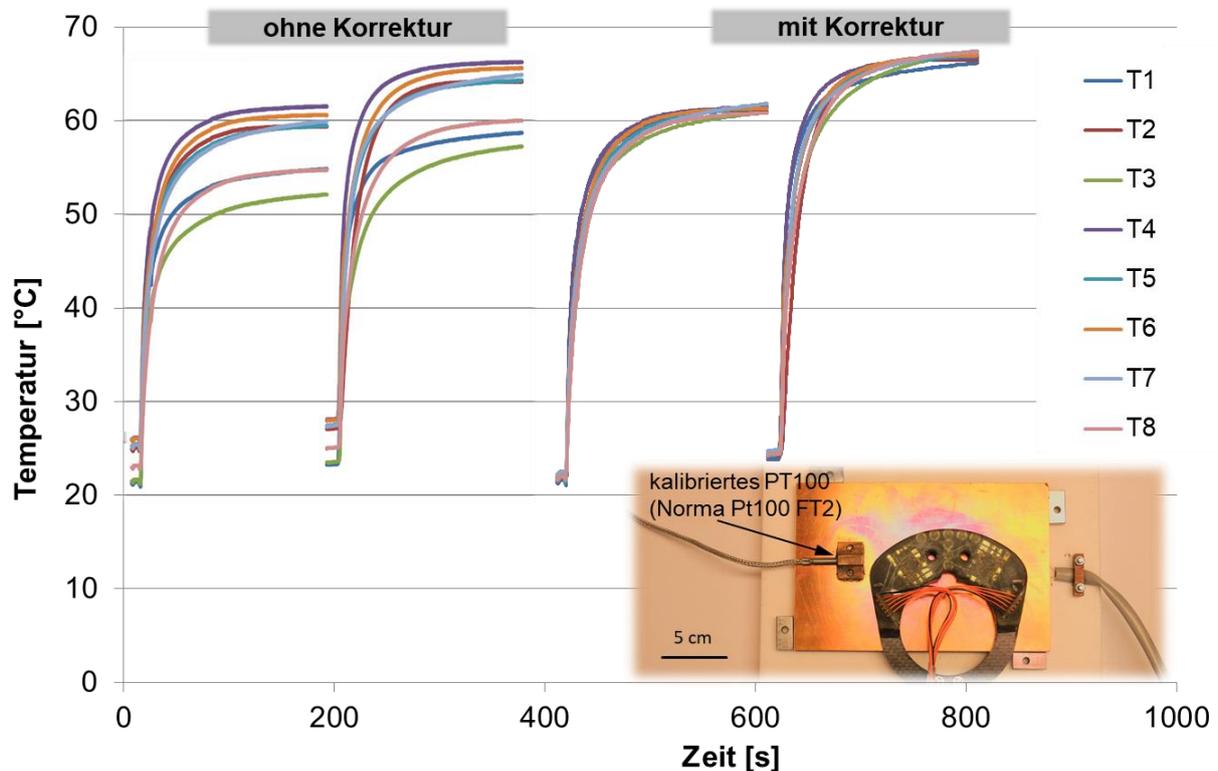


Bild 6-3 Temperaturverläufe aller acht Sensoren ohne und mit Offset-Korrektur

6.1.2 Messergebnisse

Die Messung aller nachfolgend gezeigten Versuche erfolgte bei gleichbleibender Messprozedur. Zu Beginn wurde jeder Kupferbolzen mit Wärmeleitpaste bestückt und im Anschluss die Carbonmesseinrichtung mit dem zu bearbeitenden Werkstück verschraubt. Die Ausrichtung der Messelemente zur späteren Verzahnung wurde über Justierbolzen im Werkstückspanner und die Maschinenkinematik sichergestellt. Für alle Versuche wurde die Verzahnungsgeometrie nicht geändert.

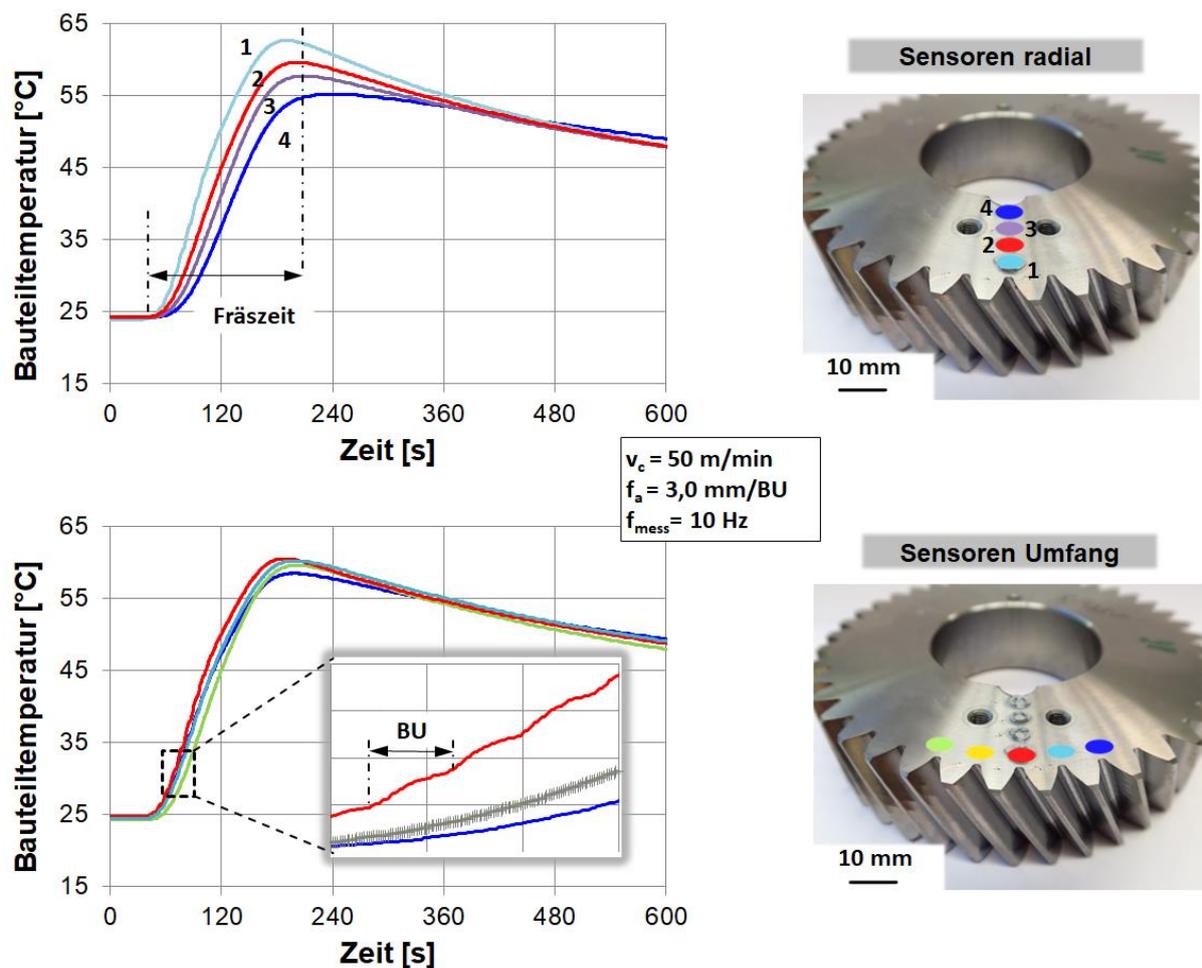


Bild 6-4 Temperaturverläufe in Radial- und Umfangsrichtung

Werkstückseitig ist der Wälzfräsprozess durch zwei überlagerte Wiederholungen gekennzeichnet: die Werkstückrotation und innerhalb dieser die Fräserstolleneingriffe. Beide sind an die Schnittgeschwindigkeit gekoppelt. Zur Analyse der Abbildungsgenauigkeit bestand die Parameterwahl zu Beginn aus den Extrema niedrigste Schnittgeschwindigkeit und höchste Abtastrate, um je Wälzfräserdrehung und Werkstückdrehung die höchste Abtastung zu ermöglichen.

Wie in Bild 6-4 dargestellt, erfolgte die erste Messreihe bei $v_c = 50$ m/min (198 Umdrehungen) und einer Abtastrate von 10 Hz (100 ms). Im Detailausschnitt im unteren Diagramm verdeutlicht sich die Auswirkung der Messkette (Werkstückoberfläche-Wärmeleitpaste-Kupferbolzen-Wärmeleitpaste-Messelement). Der Messaufbau wirkt als Tiefpassfilter, wodurch das Messsystem an Schnelligkeit verliert. Die zuvor angesprochene Werkstückrotation (BU) lässt sich andeutungsweise in einer Periodizität (roter Temperaturverlauf) erkennen. Die dabei genutzte Abtastrate von 10 Hz zeigt die darunter liegende graue Messkurve. Trotz ausreichender Messwerte dominiert die Tiefpasswirkung der Messkette. Bei dieser Verzahnung liegt ein Drehzahlverhältnis (Gangzahl: Werkstückzähnezahl) von 2:42 also von 1:21 vor. Demnach erfolgen innerhalb einer Werkstückumdrehung 23 Fräserumdrehungen. Diese sind aufgrund der Trägheit nicht mehr zu detektieren.

Die Aufteilung der Messelemente erfolgte in Radial- und Umfangsrichtung. Hierbei lässt sich im oberen Diagramm der zeitliche Versatz in radialer Messrichtung ablesen. Wie zu erwarten misst Sensor 1 als erster die in der Kontaktzone entstehende Wärme. Diese breitet sich radial aus und verteilt sich gleichmäßig im Werkstückvolumen. Daher dämpft auch das Werkstück die Temperaturspitzen des Prozesses. Je Werkstückumdrehung erwärmt sich das gesamte Zahnrad. Der Umkehrpunkt der höchsten Bauteiltemperatur liegt dabei noch vor dem Prozessende vor. Die beim Fräserauslauf abgetragenen Späne nehmen in Spannungsdicke und Spannungsvolumen deutlich ab und tragen daher weniger Wärme in das Bauteil ein als durch Konvektion abgegeben wird. Der Anteil der Wärmeleitung zwischen Werkstück und Werkstückspanner wurde durch Hartpapier (Pertinax) unterbunden. Nach ca. 360 Sekunden stellt sich zwischen den Sensoren ein Gleichgewicht ein.

Für die Messung der Bauteiltemperatur in Umfangsrichtung ähneln sich die Verläufe stark. In dieser Messrichtung befinden sich die Sensoren in unterschiedlicher Position zur Verzahnungslücke (Kontaktzone). Durch die angesprochene Dämpfung des Messsystems lassen sich jedoch keine Aussagen zur Eingriffsfrequenz der Fräserstollen oder Positionsanordnung der Sensoren treffen.

Basierend auf den Erkenntnissen der ersten Messung werden für alle nachfolgenden Darstellungen nur noch die Messergebnisse in Radialrichtung herangezogen.

Wie gezeigt besitzt der Fräsereinflauf und -auslauf einen Einfluss auf die Temperaturentwicklung. Daher wurden vier verschiedene Werkstückbreiten (vgl. Bild 6-5 links oben) unter konstanten Rahmenbedingungen bearbeitet. Da geringe Unterschiede in den Messungen vorlagen, wurden am Standardbauteil mit einer Breite von 29 mm zwei Wiederholungsmessungen durchgeführt. Die hohe Wiederholgenauigkeit wird durch die Messkurven rot, gelb und lila verdeutlicht. Hierdurch ist es möglich, abweichende Temperaturverläufe den geänderten Geometrie- oder Prozessbedingungen zuzuweisen.

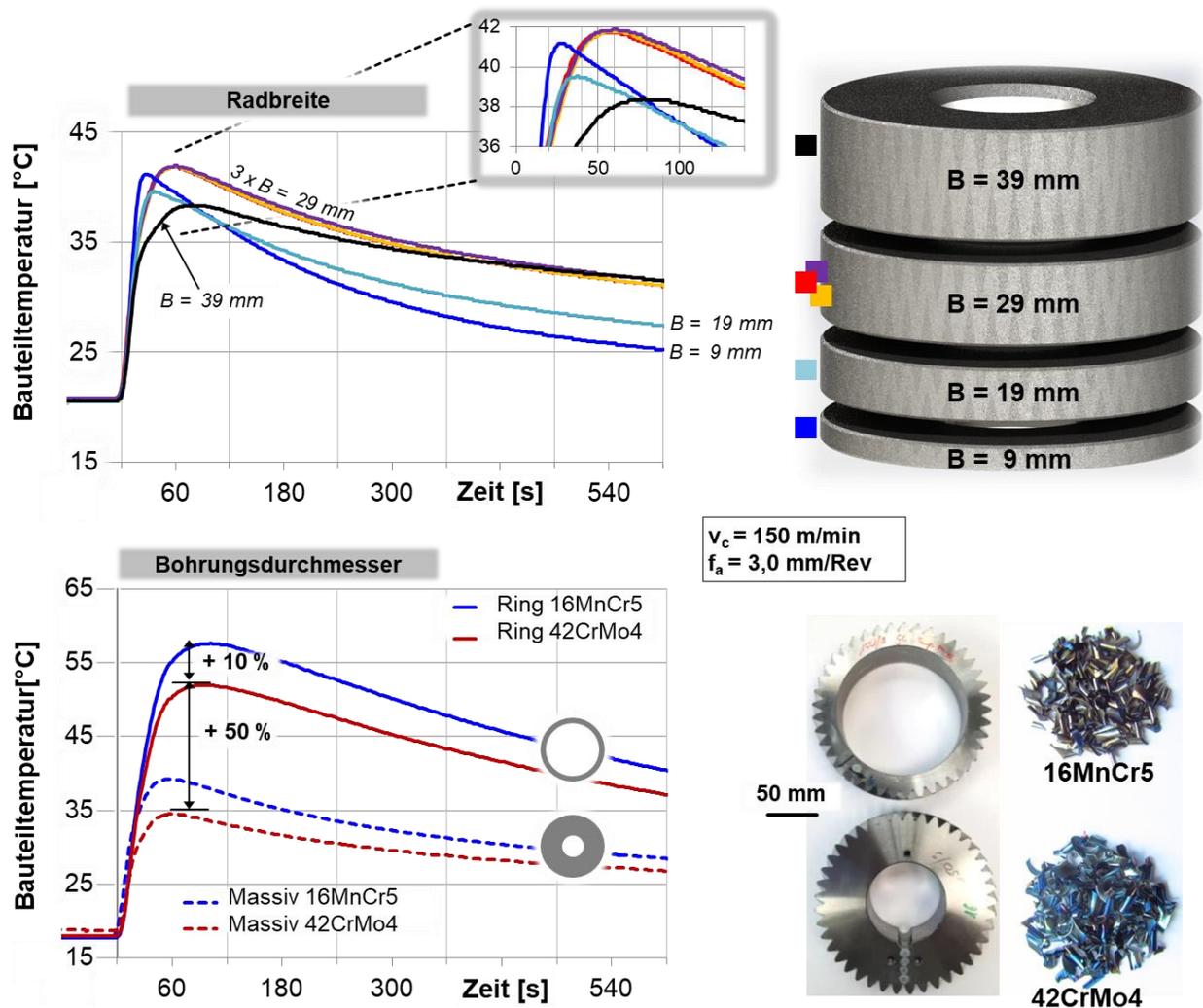


Bild 6-5 Vergleich der Bauteiltemperatur bei geometrischen Bauteilunterschieden

Die Bearbeitung verschiedener Radbreiten wirkt sich ebenfalls auf die Prozesshauptzeit aus ($t_{H,9\text{mm}} = 33 \text{ s}$; $t_{H,39\text{mm}} = 58 \text{ s}$). Es besteht ein linearer Zusammenhang zwischen Prozesshauptzeit und Radbreite. Daher korreliert die zeitliche Anordnung der Maximaltemperaturen auch mit der Radbreite, siehe Detailaufnahme in Bild 6-5 oberes Diagramm. Demgegenüber zeigt die Höhe der

Maximaltemperatur ein widersprüchliches Verhalten, da diese von $B = 9 \text{ mm}$ zu $B = 19 \text{ mm}$ sinkt und bei $B = 29 \text{ mm}$ wieder steigt. Bei einer Breite von 39 mm liegt die maximale Bauteiltemperatur dann mit $38,3^\circ\text{C}$ nur leicht unter der von $B = 19 \text{ mm}$ ($39,5^\circ\text{C}$). Es ist zu vermuten, dass hierbei zwei gegensätzliche Effekte wirksam sind: einerseits die Kontaktzeit (Fräszeit) am Werkstück, wodurch Wärme in das Bauteil eingebracht wird, andererseits die durch Konvektion abgegebene Wärme. Die durch Strahlung abgegebene Wärme wird wiederum durch das Verhältnis aus Werkstückoberfläche zu Werkstückvolumen beeinflusst. Dieses Verhältnis sinkt potentiell, da das Volumen mit zunehmender Radbreite überproportional gegenüber der Werkstückoberfläche wächst. Dieser Einfluss wird ebenfalls im zeitlichen Verlauf der Temperatur (Abkühlphase) ersichtlich. Die Abkühlung erfolgt bei $B = 9 \text{ mm}$ am schnellsten und nimmt in seiner Geschwindigkeit bis $B = 39 \text{ mm}$ ab.

Eine weitere Änderung der Bauteilgeometrie wurde durch unterschiedliche Bohrungsdurchmesser erzeugt. In dem in Bild 6-5 (unteres Diagramm) dargestellten Temperaturverläufen änderte sich der Bohrungsdurchmesser von 54 mm auf 95 mm , wodurch die Wandstärke des Zahnrades von 38 mm auf 17 mm sinkt. Im Gegensatz zur Geometrieänderung Zahnradbreite wird in diesem Fall nicht die Fräszeit beeinflusst. Der Anteil an eingebrachter Prozesswärme ist demnach gleich. Die Volumenhalbierung von Zahnrad zu Ring führt in der Folge zu einer Erhöhung der Bauteiltemperatur um 50% von $34,6^\circ\text{C}$ auf $51,9^\circ\text{C}$. Die durch den Prozess eingebrachte Wärme verteilt sich im Bauteilvolumen. Da dieses durch die größere Bohrung halbiert ist, steigt die Bauteiltemperatur an. Ferner nimmt auch die Oberfläche und damit die Fläche, welche für Wärmeaustausch durch Strahlung zur Verfügung steht, ab. Jedoch verändert sich das Strahlungsverhalten auch mit zunehmender Temperatur. Dieser Einfluss scheint aufgrund der geringen Absoluttemperaturen vernachlässigbar, wodurch sich die Volumenreduzierung deutlicher hervorhebt.

Für beide geometrischen Varianten (massiv und Ring) wurde ebenfalls das Werkstückmaterial vom Einsatzstahl 16MnCr5 auf einen Vergütungsstahl geändert. Beides sind typische Zahnradwerkstoffe, wobei der Vergütungsstahl bei höherfesten Anwendungen eingesetzt wird. Die durch die Werkstoffänderung auftretende Temperaturerhöhung des Zahnrades von $51,9^\circ\text{C}$ auf $57,5^\circ\text{C}$ beträgt in diesem Fall 10% . Der wesentliche Unterschied zwischen beiden Werkstoffen ist die

Zugfestigkeit, welche bei 16MnCr5 560 N/mm² beträgt und bei 42CrMo4 870 N/mm². Bei der Spanabnahme muss demnach mehr Energie aufgebracht werden, um Material in Form eines Spanes vom Werkstück zu lösen. Die Energiezunahme bezogen auf einen Einzelspan wirkt sich in seiner energetischen Aufteilung auch auf die Werkstückseite aus, welche bei diesem Versuch sinkt. Eine weitere Veränderung zeigt sich in der Spananlassfärbung. Bei gleichen Schnittparametern zeigen die Späne aus 42CrMo4 eine deutlich bläuliche Verfärbung. Basierend auf den Anlassfarben von Stahl weist dies auf eine höhere Temperatur des Einzelspanes hin. Da die Maximaltemperatur während des Spanabtrages nur innerhalb weniger Millisekunden auftritt, verweist die nach der Abkühlung des Spanes auftretende Anlassfarbe nicht auf die Maximaltemperatur, sondern auf eine integrale, sprich gemittelte, Temperatur. Daher deutet eine bräunliche Verfärbung wie bei 16MnCr5 auf Temperaturen um ca. 200 °C und die Blaufärbung auf einen Bereich von ca. 300 °C hin.

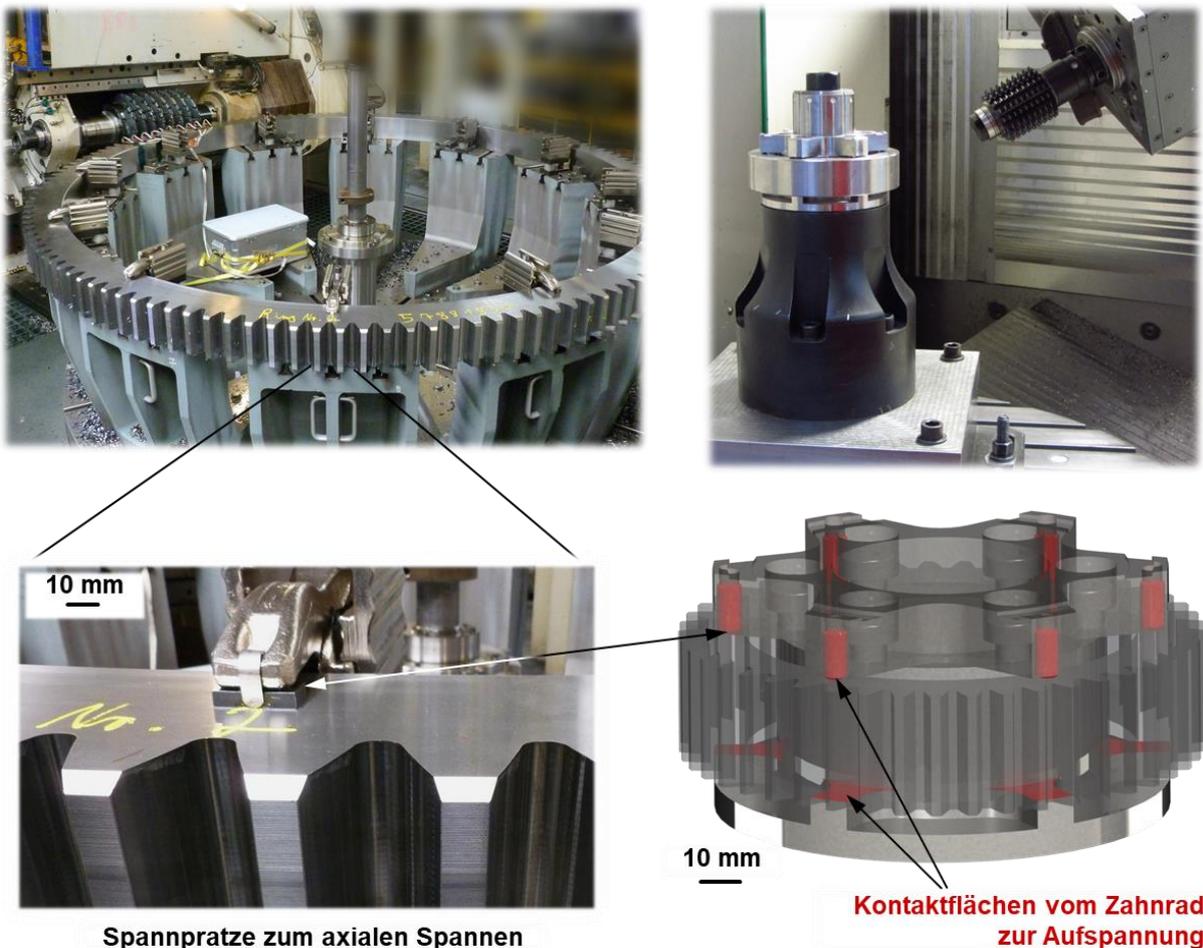


Bild 6-6 Adaption der Aufspannverhältnisse einer Großverzahnung am Analogiebauteil $m_n = 2,7$ mm

Das Verhältnis von Außen- zu Innendurchmesser verkleinert sich zunehmend bei Großverzahnungen. Um die Verhältnisse eines solchen Zahnrades zu simulieren, wurde der Rohling „Ring“ aus den vorhergehenden Versuchen auf eine Spannvorrichtung montiert, welche den Verhältnissen einer Großverzahnung ähnelt. Wie Bild 6-6 links illustriert, werden Großverzahnungen auf einer Planauflage mittels Spannpratzen verspannt. Somit bestehen zwei Berührungspunkte zur Wärmeleitung. Die Spannkonstruktion für die Analogiebauteile ahmt diese Berührungspunkte, wie in Bild 6-6 rechts unten zu sehen ist, nach. Ferner bestand bei dieser Art der Spannung die Annahme, dass die Werkstückerwärmung über die Materialdehnung zu einer Werkstückverformung führt, welche sich durch die Spannpratzen hindurchschiebt. Daher wurden im Folgenden bei verschiedenen Schnittparametern und Werkstückmaterialien Temperaturmessungen und Bohrungsmessungen durchgeführt.

Im Diagramm im Bild 6-7 ist je Versuchspunkt die maximale Werkstücktemperatur mit der prozentualen Veränderung des Rundlaufes des Innendurchmessers aufgetragen. Bei allen Analogierungen betrug der Rundlauffehler weniger als 15 μm . Bis auf eine Ausnahme wurden alle Versuche im Gegenlauf (GGL) gefahren.

Zu Beginn wurden drei Ringe bei gleichen Schnittparametern gefräst, um die Wiederholgenauigkeit zu bestimmen. Bei nahezu gleicher Werkstücktemperatur (40,6°C zu 41,9°C) zeigen alle drei Bohrungen nach der Bearbeitung unterschiedliche Bohrungsdurchmesseränderungen. Diese schwanken von 9,4 % bis 62,3 %. Betrachtet man zusätzlich die Absolutwertänderung, stellt sich ein anderer Eindruck ein. Dort schwanken die Werte lediglich von 2,9 μm bis 7,7 μm . Ein ähnliches Verhalten lässt sich für die Vorschubvariation erkennen. Bei einer Temperaturabnahme von 16,8 K (53,7°C zu 36,9°C) steigt die Rundlaufabweichung von 15,4 % auf 35,6 % an. Die Absolutwerte hingegen unterscheiden sich lediglich um 2,7 μm (3,1 μm zu 5,8 μm). Bei den Versuchen im Gleichlauf und beim Werkstückmaterial 42CrMo4 verringern sich die Rundlaufabweichungen sogar. Durch die sehr geringen Absolutwertänderungen des Rundlaufs lässt sich für die Versuche feststellen, dass die Erwärmung des Zahnradrohlings um ca. 30 K nur minimale Auswirkung auf den Rundlauf besitzt. Ferner muss berücksichtigt werden, dass das Fräsen bei dieser Rohlingsgeometrie nahezu $\frac{1}{4}$ (23,4%) des Werkstückwerkstoffes abträgt und somit die inneren Eigenspannungen des Werkstückes stark beeinflussen

kann. Diese Überlagerung an Effekten könnte eine Erklärung der unterschiedlichen Rundlaufveränderungen sein.

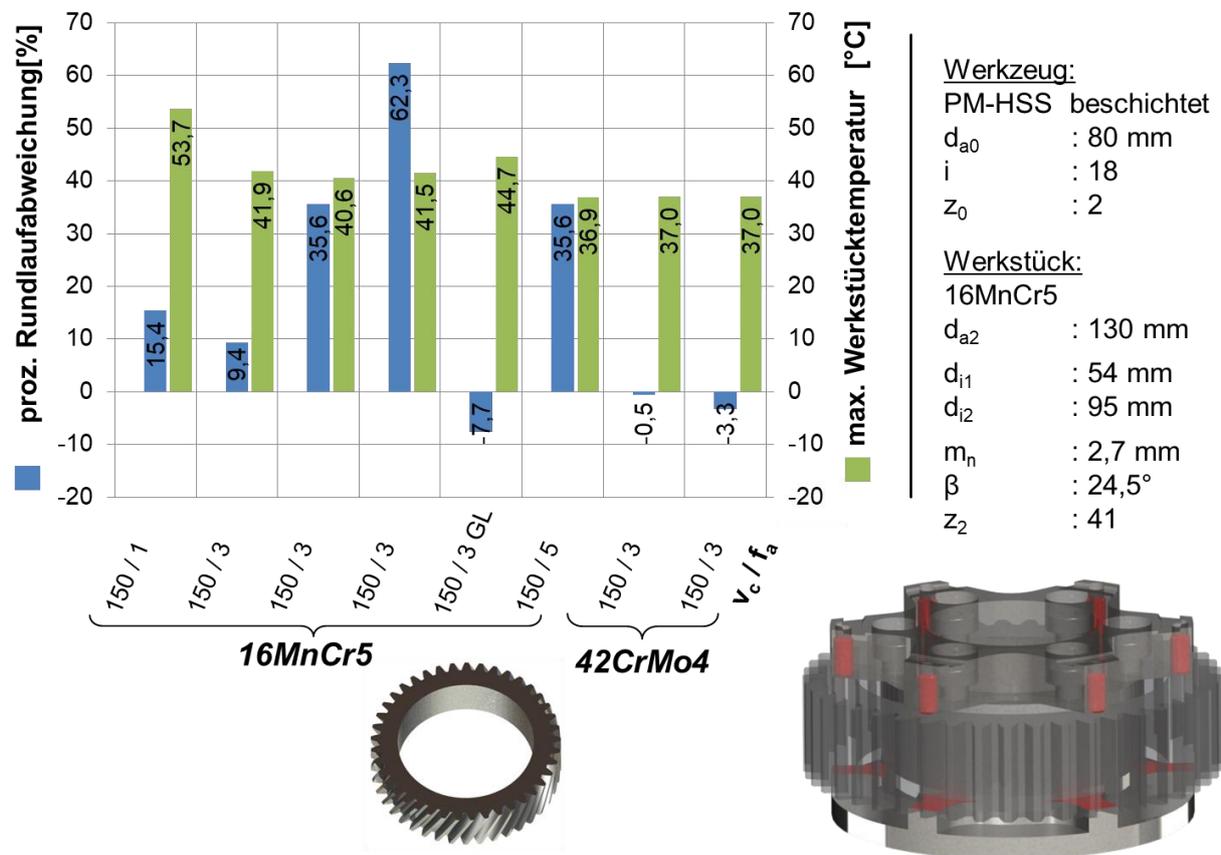


Bild 6-7 Vergleich von Rundlaufabweichung und Bauteiltemperatur beim Analogiebauteil

In einer weiteren Versuchsreihe wurde der Einfluss der Technologieparameter Schnittgeschwindigkeit und Axialvorschub untersucht, siehe Bild 6-8. Als erste technologische Kenngröße des Wälzfräsprozesses wurde die Schnittgeschwindigkeit von 50 m/min bis 300 m/min variiert. Äquivalent zum Vorschub sinkt auch hier die Bauteiltemperatur mit zunehmendem Schnittparameter von 56,1 °C ($v_c = 50$ m/min) auf 35,8 °C ($v_c = 300$ m/min). Dabei verringert sich neben der Bauteiltemperatur auch der jeweilige Temperaturunterschied. So sinkt die Temperatur von $v_c = 50$ m/min auf $v_c = 100$ m/min um 25 %, und bei einer Erhöhung von $v_c = 100$ m/min auf $v_c = 200$ m/min nur noch um 15 %. Bei der letzten Steigerung auf $v_c = 300$ m/min konnte keine weitere Temperaturreduzierung festgestellt werden. Da sich bei Veränderung der Schnittgeschwindigkeit geometrisch nichts am Prozess ändert, muss ein anderer Grund für den Temperaturrückgang am Zahnrad vorliegen. Bezogen auf jeden Zahneingriff befindet sich die Schneide unterschiedlich lang im

Kontakt zum Werkstück. Diese Kontaktzeit sinkt mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit. Bezogen auf die höchste Schnittbogenlänge dieses Verzahnungsfalles liegt bei $v_c = 50$ m/min eine Kontaktzeit von 30,2 ms und bei $v_c = 300$ m/min eine von 5,0 ms vor. Durch die konstante Wärmeleitgeschwindigkeit dissipiert bei Zunahme der Schnittgeschwindigkeit weniger Zerspanungswärme in das Bauteil. Daher nähert sich die Bauteiltemperatur bei hohen Schnittgeschwindigkeiten asymptotisch einem Grenzwert an.

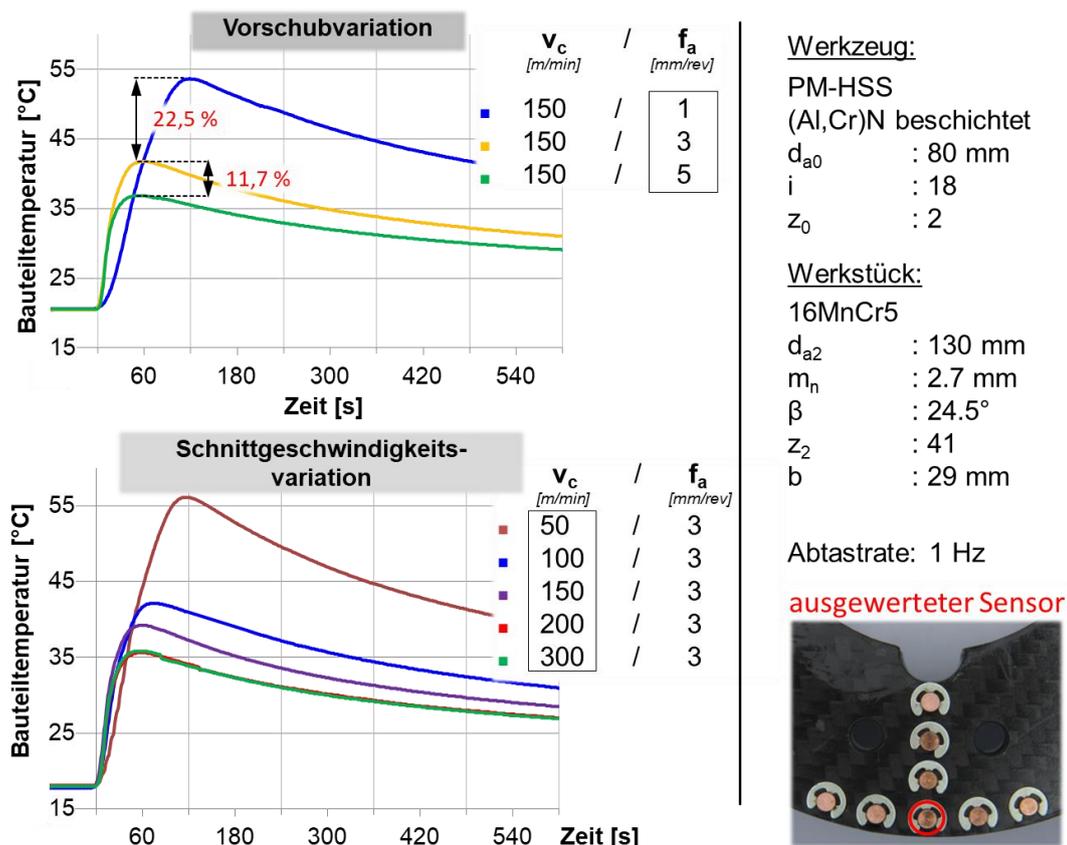


Bild 6-8 Vergleich der Bauteiltemperatur bei Vorschub- und Schnittgeschwindigkeitsänderung

Für die Vorschubvariation wurde der Axialvorschub von 1 mm/BU, 3 mm/BU und 5 mm/BU variiert. Die während des Fräsens höchste Bauteiltemperatur tritt dabei beim kleinsten Vorschub auf. Eine Vorschubsteigerung führt zu einer Reduzierung der Bauteiltemperatur von 53,7 °C ($f_a = 1$ mm/BU) auf 36,8°C ($f_a = 5$ mm/BU), was eine Minimierung von 31,5 % bedeutet. Die Steigerung des Axialvorschubes führt beim Wälzfräsen, wie zuvor bereits erläutert, zu einer geometrischen Veränderung des Prozesses, wobei die Spannungsdicke der Einzelspäne steigt und die Anzahl der vom Zahnrad abzutragenden Späne sinkt. Somit bewirkt ein höherer Axialvorschub

eine Senkung der Zahneingriffe (Kontakte zwischen Wälzfräser und Werkstück) und damit auch der Anzahl der einbringenden Wärmequellen.

Die hier vorliegende Spannungsdicke nach Hoffmeister steigt für die vorliegenden Vorschübe von 0,12 mm auf 0,24 mm und 0,27 mm an. Die daran gekoppelte Anzahl der Späne je Zahnücke sinkt von 1503 auf 563 und 354, vgl. Bild 6-9. Setzt man die Verhältnisse zwischen $f_a = 1 \text{ mm/BU}$ und $f_a = 3 \text{ mm/BU}$ und $f_a = 3 \text{ mm/BU}$ und $f_a = 5 \text{ mm/BU}$ wiederum ins Verhältnis, so ergibt sich für die Bauteiltemperatur eine Änderung um -48 % und für die Anzahl der generierten Späne von -40,3%. Somit lässt sich für den Axialvorschub eine Tendenz zur Spänezahl herstellen.

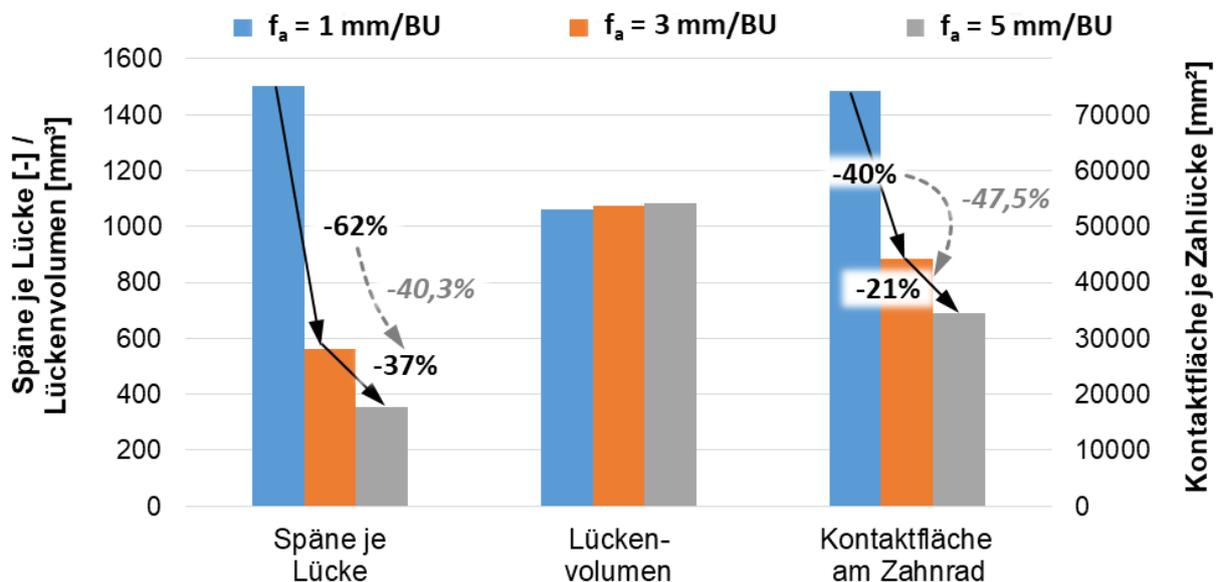


Bild 6-9 Kenngrößenveränderung bei Vorschubvariation

Eine weitere Kenngröße bei der Veränderung des Axialvorschubes könnte die Kontaktfläche zwischen Wälzfräserschneide und Zahnrad darstellen. Zur Veranschaulichung dient Bild 6-10, wo im oberen Bildteil der Span in der Zahnücke (3D) gezeigt und im unteren Teil die Kontaktfläche entlang des Werkzeugprofils (2D) illustriert ist. Je Wälzstellung tritt die Wälzfräserschneide entlang ihres Bezugsprofils und der Schnittbogenlänge mit dem Zahnrad in Kontakt. Summiert man die Kontaktflächen über Wälzstellung, Axialvorschub und Zähnezah auf, erhält man die in Bild 6-9 dargestellten Verhältnisse. Gegenüber der Anzahl an Spänen verkleinern sich die Verhältnisse zwischen den Axialvorschüben $f_a = 1 \text{ mm/BU}$ zu $f_a = 3 \text{ mm/BU}$ (Verringerung um -40%) und $f_a = 3 \text{ mm/BU}$ zu $f_a = 5 \text{ mm/BU}$ (Verringerung um -21%). Dadurch gleicht sich das Verhältnis der Verhältnisse zwischen Kontaktfläche und

Werkstücktemperatur einander an -47,5 % zu -48 %. Da sich die Verhältnisse nur untereinander gleichen, müssen zusätzliche Mechanismen bei der Wärmeinbringung ins Werkstück Einfluss besitzen. Neben der Kontaktfläche ändern sich ebenso die Spannungsdicken aller Wälzstellungen. Unbekannt ist, wie die Spannungsdicke mit der Wärme im Werkstück korreliert.

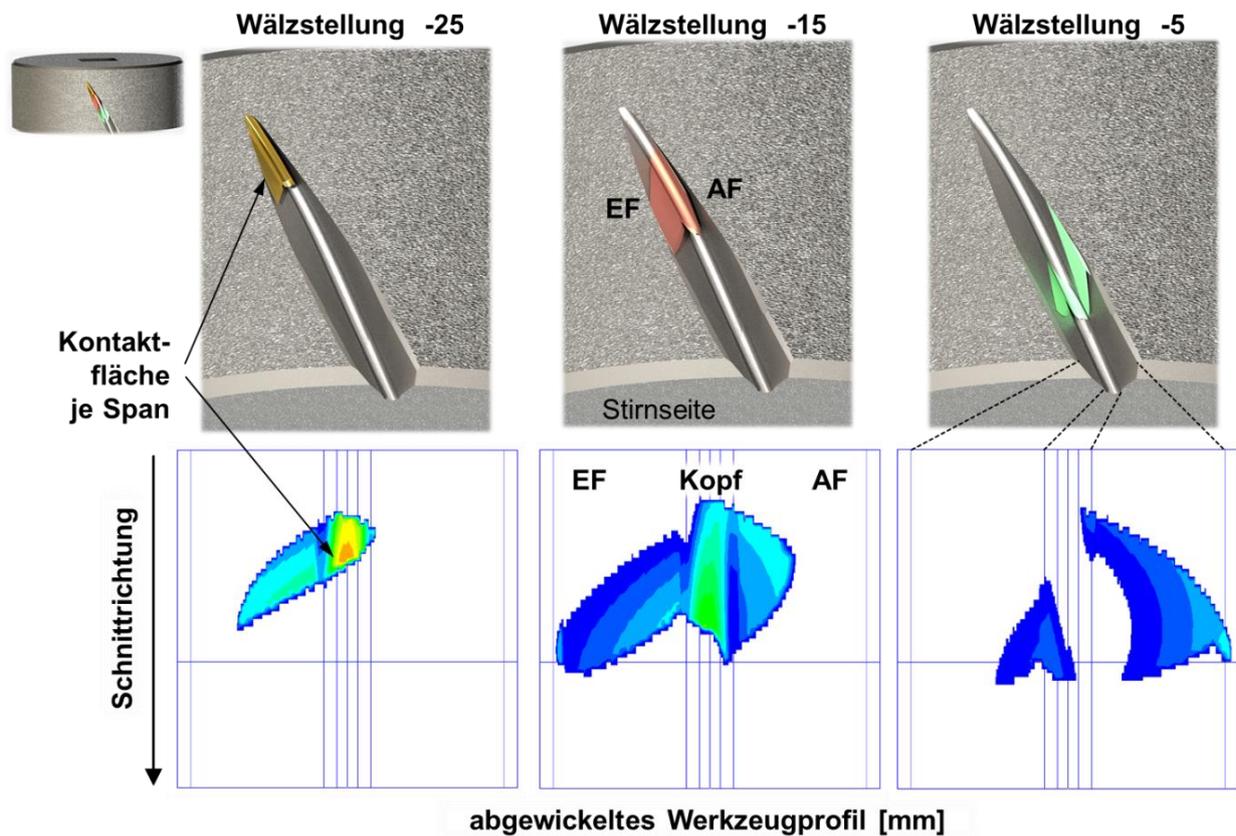


Bild 6-10 Kontaktflächen je Wälzstellung zwischen Wälzfräuserschneiden und Zahnrad

Wie im Kapitel der Kalorimetrie wird auch für die eingebrachte Wärme ins Werkstück ein energetischer Vergleich mit der Prozessenergie erstellt, siehe Bild 6-11. Im Bereich der Schnittgeschwindigkeit von 100 m/min bis 300 m/min besitzt die ins Werkstück eingebrachte Wärme einen Anteil von 30 % bis 26 %. Seitens der Variation des Axialvorschubes sinken die anteiligen Verhältnisse bei $f_a = 1$ mm/BU von 39 % über $f_a = 3$ mm/BU mit 28 % auf 22 % bei $f_a = 5$ mm/BU. Vergleicht man diesen Verlauf mit den Ergebnissen aus Bild 5-9 (Kapitel 5.1 Kalorimetrie), zeigt sich für den Axialvorschub ein gegenläufiger Trend von Spanenergie und Werkstückenergie.

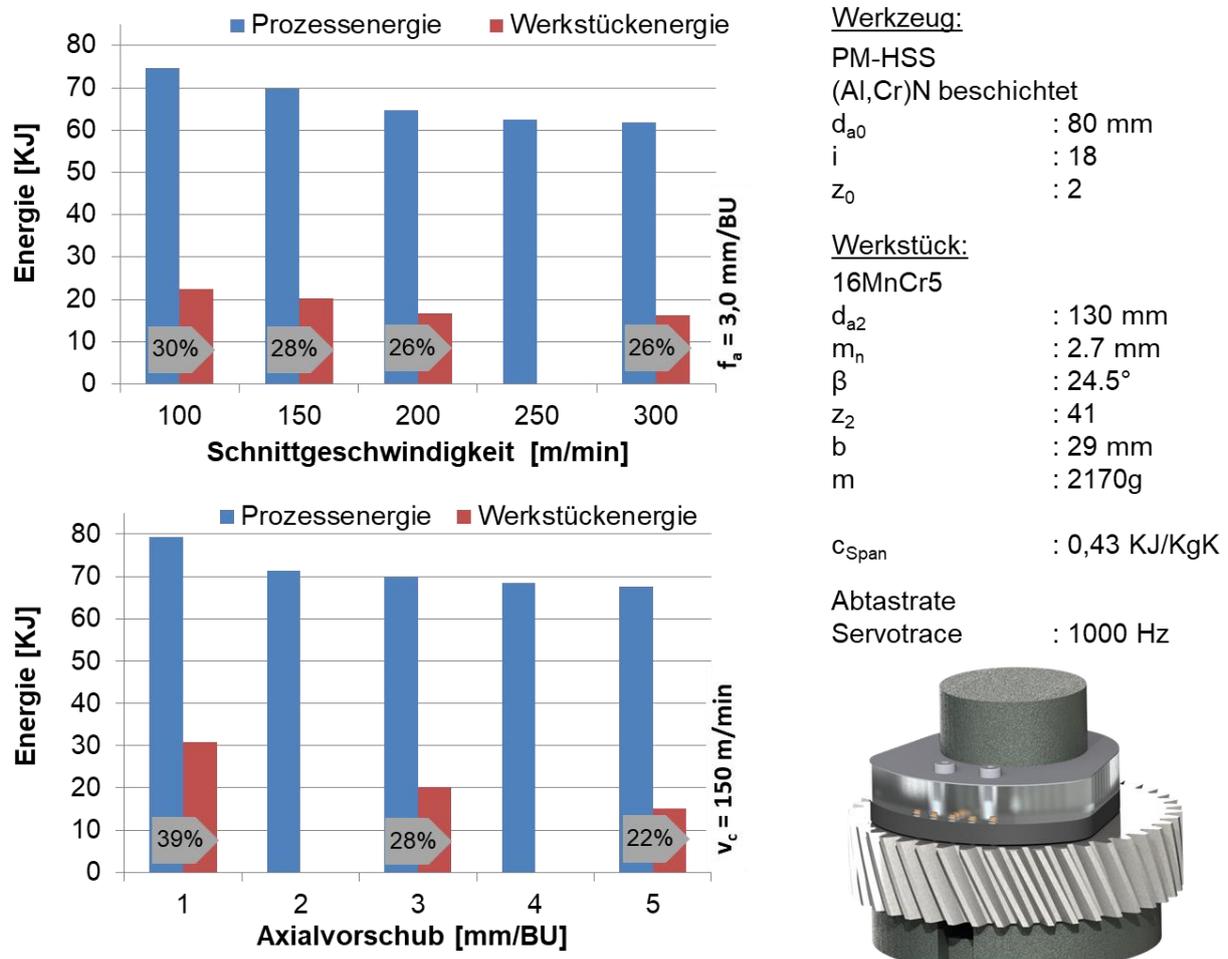
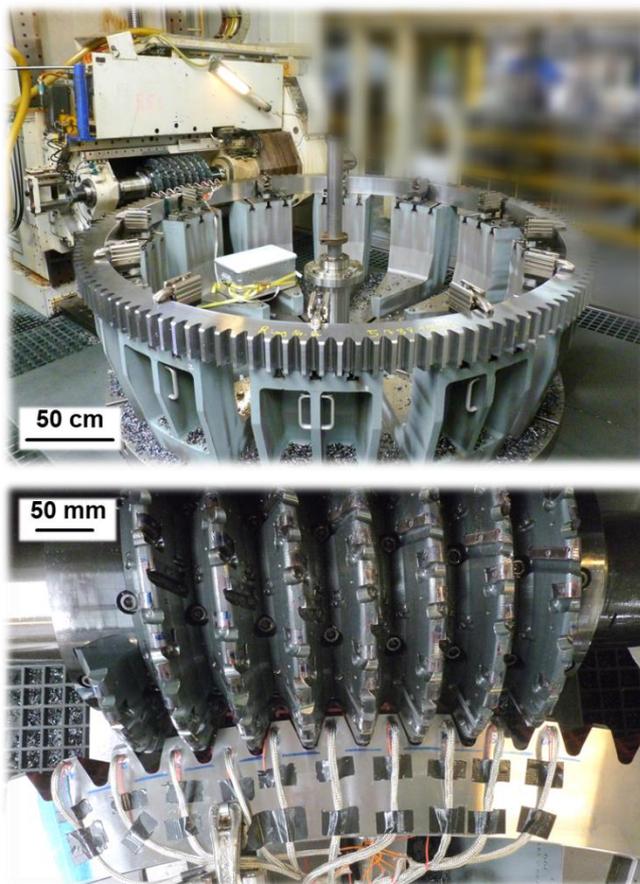


Bild 6-11 Eingebbrachte Energie ins Werkstück verglichen mit der Gesamtprozessenergie

Die Bauteilgeometrie als auch die Schnittparameter beeinflussen die Bauteiltemperatur deutlich, wie die Ergebnisse des voranstehenden Kapitels verdeutlichen. Die Übertragbarkeit dieser Ergebnisse auf andere Verzahnungen ist möglich, jedoch nur dann zulässig, wenn diese innerhalb einer Geometrievariante verglichen wird. Der Unterschied zwischen verschiedenen Verzahnungen wurde an dieser Stelle nicht betrachtet. Untersuchungen aus [Karp16b] zeigen ebenfalls einen starken Einfluss des Bezugsprofils auf den Verschleiß des Werkzeuges, wodurch auch das Temperaturverhalten nicht unberührt bleiben wird.

6.2 Übertragung der Erkenntnisse auf eine Großverzahnung

Bezogen auf die im vorhergehenden Kapitel dargestellten Temperaturmessungen soll in diesem Kapitel, durch die Möglichkeit eines Industrieversuchs, geprüft werden, ob eine Übertragung der Erkenntnisse auf eine Großverzahnung durchführbar ist. Hierzu wurde im industriellen Umfeld bei einem im Windkraftsektor eingesetzten Zahnrad während der Bearbeitung die Temperatur aufgezeichnet. Ein wesentlicher Unterschied dieser Zahnräder im Vergleich zu Getriebezahnrädern im PKW ist das Verhältnis von Außen- zu Innendurchmesser (Wandstärke). Hierdurch werden Großverzahnungen häufig auch als Ringverzahnungen bezeichnet. Es wird davon ausgegangen, dass durch die geringe Materialstärke dieser Zahnräder die eingebrachte Prozessenergie einen wesentlichen Einfluss auf das Verzugsverhalten besitzt.



Parameter		Einheit
Modul	22	mm
Außendurchm.	3119	mm
Innendurchm.	2789	mm
Zähnezahl	139	-
Schrägungswinkel	0	°
Radbreite	151.8	mm
Material	42 CrMo4	-
WZ-Außendurchm.	430	mm
Gangzahl	1 R	
Steigung	69,23	mm
verz. Länge	560	mm
Z _{eff}	12	
Schneidstoff	HM	
Beschichtung	(Ti,Al)N	
Schnittgeschw.	130	m/min
Axialvorschub	3.0	mm/WU
max. Kopfspannungs- dicke	0.24	mm
Tauchtiefe	49.5 (33/ 16.5)	mm
Verfahren	Gegenlauf	-

Bild 6-12 Verzahnungsdaten der Großverzahnung

6.2.1 Temperaturmessung

Für die nachfolgend beschriebenen Versuche standen zwei Großverzahnungen zur Verfügung. Da im industriellen Umfeld Großverzahnungen ausschließlich mit Kühlschmierstoff (Emulsion, Mineralöl) bearbeitet werden, wäre das Potential einer Trockenbearbeitung enorm. Daher lag der Fokus dieser Untersuchung auf der Trockenbearbeitung einer Großverzahnung. Unter ansonsten gleichen Bedingungen wurden beide Zahnräder einmal mit Emulsion und einmal trocken bearbeitet. Die dabei eingesetzten Rahmenbedingungen sind im Bild 6-12 zu sehen. Stellgetriebe von Windkraftanlagen müssen hohe Momente wandeln, demzufolge werden höherfeste Werkstoffe eingesetzt. In diesem Fall kam ein Vergütungsstahl aus 42CrMo4 zum Einsatz. Dieser besitzt eine Festigkeit von ca. 900 N/mm². Die Herstellung dieser Rohlinge erfolgte über die Prozessschritte Walzen, Vergüten und Drehen. Nach dem Drehen lagen beide Rohlinge mit einer Rundlaufabweichung von 0,08 mm am Außendurchmesser vor.

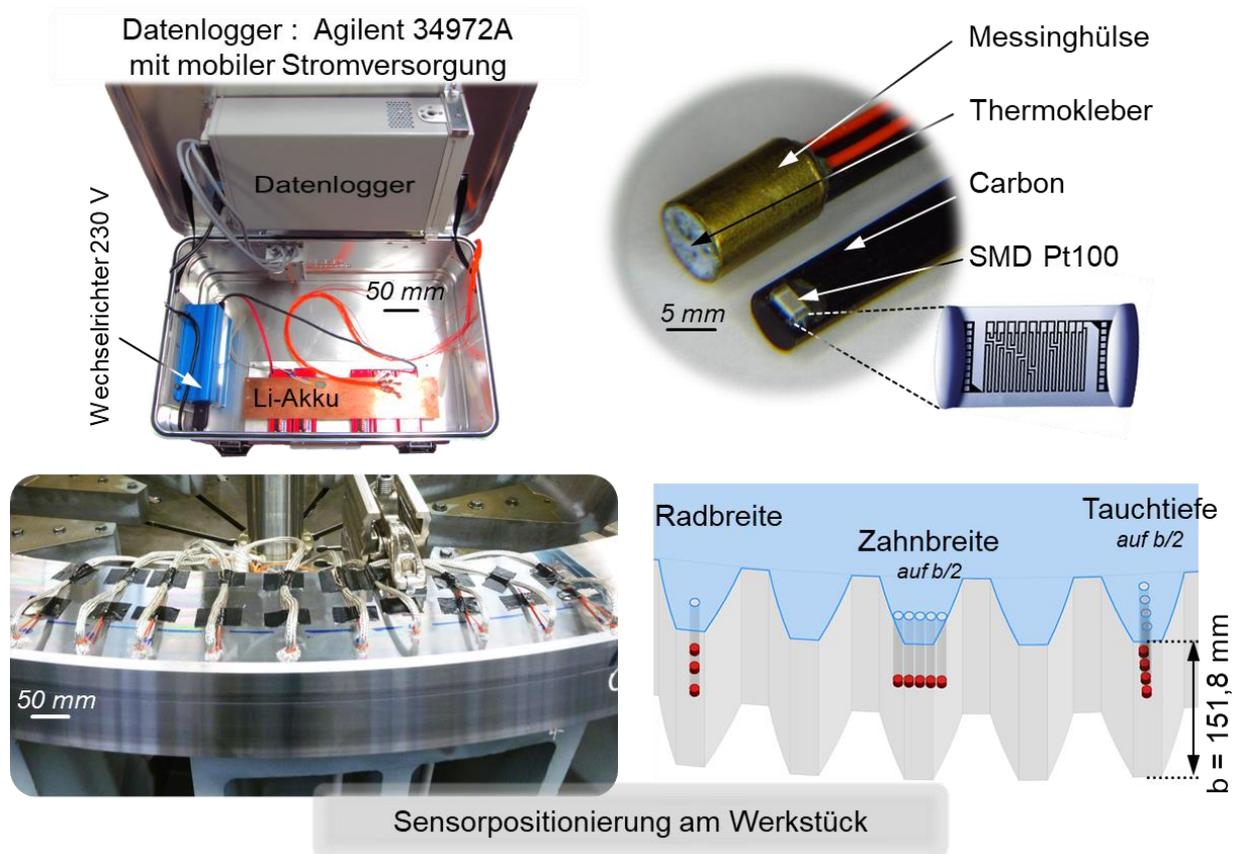


Bild 6-13 Sensoraufbau und Sensorpositionierung am Werkstück

Die Bearbeitung der Verzahnung erfolgt wie im Stand der Technik erläutert mit Wendeschneidplattenwälzfräsern. Bei der Bearbeitung einer Modul 22 mm Verzahnung muss aufgrund des zerspannten Lückenvolumens eine Schnittaufteilung erfolgen. In diesem Fall wurde die Tauchtiefe (Zustellung) vom ersten zum zweiten Schnitt im Verhältnis von $\frac{2}{3}$ zu $\frac{1}{3}$ gewählt. Die angewendeten Schnittparameter sind leicht progressiv gegenüber den Standardparametern dieser Verzahnung, um Temperaturdifferenzen zu verstärken.

Die Temperaturmessung erfolgte mit denselben Sensoren, welche auch bei den Temperaturmessungen der kleinmoduligen Verzahnung Verwendung fanden (Typ PT 100 SMD 1206). Hierzu wurden die Widerstandsthermometer auf Carbon-Halbrundstäben appliziert. Die elektrische Isolation des Zahnrad erfolgte durch die Umhausung des Widerstandsthermometers mit Thermoleitkleber (Fischer WLPK 10). Eine Messinghülse bildete den äußeren Schutz. Den entsprechenden Aufbau stellt Bild 6-13 rechts oben dar.

Beim Wälzfräsen, wie zuvor erläutert, rotieren Werkzeug und Werkstück, weshalb auch bei dieser Messung die Stromversorgung durch Lithium Akkumulatoren sichergestellt werden musste. Die Nutzung eines Wechselrichters zur Erzeugung einer üblichen Spannung von 230V ermöglichte den Einsatz eines stationären Datenloggers (Agilent 34972A), siehe Bild 6-13 oben links. Hierdurch war es möglich, zehn angeschlossene Sensoren parallel aufzuzeichnen. Die Positionierung der Sensoren am Werkstück wurde in drei Richtungen vorgenommen (Bild 6-13 unten rechts): entlang der Radbreite, innerhalb eines Zahnes auf der Zahnbreite (halbe Axialteilung) und entlang der Tauchtiefe (Zahnhöhe). Die Positionierung der Zahnbreite und der Tauchtiefe erfolgte dabei auf halber Radbreite. Da die Bohrungen sehr dicht beieinander lagen, wurde, basierend auf der Annahme einer rotationssymmetrischen Wärmeverteilung, die Aufteilung der Sensoren am Umfang des Werkstückes gewählt. Jede Bohrung wurde vor der Installation der Sensoren ebenfalls mit Wärmeleitpaste gefüllt. Die Ummantelung der Sensorkabel mit Kupfergeflechschlauch diente zum einen der elektromagnetischen Abschirmung als auch dem Schutz vor Spänen im Prozess. Zu Beginn der Versuche wurde mittels Ankratzen der Mantelfläche des Zahnrades die Positionierung der Lücken vorgenommen (Einfädeln), damit der Wälzfräser die Sensoren während der Bearbeitung nicht zerstört.

Die Aufzeichnung der Temperaturwerte erfolgte über die gesamte Dauer der Bearbeitung (Bild 6-14), welche pro Zustellung ca. 2,5 Stunden in Anspruch nahm. Hierdurch musste die Abtastrate durch den begrenzten internen Speicher des Datenloggers auf 1 Hertz beschränkt werden. Die beiden Temperaturkurven vergleichend, ist zunächst festzustellen, dass zwei deutlich unterschiedliche Temperaturniveaus vorliegen. Diese unterscheiden sich bei Schnitt 1 um ca. 15 K und beim zweiten Schnitt um ca. 22 K. Durch das vorgewärmte Werkstück aus Schnitt 1 und durch die weitere Zustellung des Wälzfräasers (Annäherung der Bearbeitungszone an die Sensoren) steigt die Temperatur des Zahnrades global auf bis zu 53,1°C. Wie die Vergrößerung im Bild 6-14 zeigt, erfolgt je Radumdrehung (ca. 90 s) ein Anstieg der Temperaturwerte, sobald die Sensoren sich auf Höhe des Wälzfräasers befinden. Im Anschluss kühlt dieser Bereich des Werkstückes bis zum nächsten Wälzfräseingriff wieder ab. Die dabei eingebrachte Prozessenergie in Form von Zerspanwärme ist höher als die durch Konvektion (Umgebung) und Wärmeleitung (Aufspannung) abgegebene Wärme, daher steigt die Gesamtwerkstücktemperatur an. Sobald der Fräser den Vollschnittbereich verlässt, sinkt das Zerspanvolumen als auch die eingebrachte Wärme und die Verhältnisse kehren sich um.

Die eingesetzte Emulsion (Wasser-Öl Gemisch) kann die Prozessenergie durch die hohe Wärmekapazität des Wassers abführen, zum einen die Wärme der Späne, zum anderen auch die an der gerade zerspannten Oberfläche des Werkstückes. Hierdurch steigt die Temperatur bei der Nassbearbeitung nur geringfügig an. Bei beiden Schnitten steigt die gemessene Maximaltemperatur lediglich auf 30,6°C. Die Differenz innerhalb der verschiedenen Sensoren bei der Nassbearbeitung ist damit zu erklären, dass zu Beginn des Prozesses aktiv gekühlter Kühlschmierstoff in die Sensorbohrungen eindrang und dadurch den Wärmeübergang von Werkstück zum Sensor veränderte.

Beiden Versuchen gemeinsam ist ebenfalls die Nähe der Temperaturverläufe zueinander. Dies spricht für die Güte des Messaufbaus. Für die Versuche wurde die Abtastrate auf ein Hertz festgelegt. Bild 6-14 oben rechts zeigt die ausreichende Messpunktdichte innerhalb eines Temperaturanstieges.

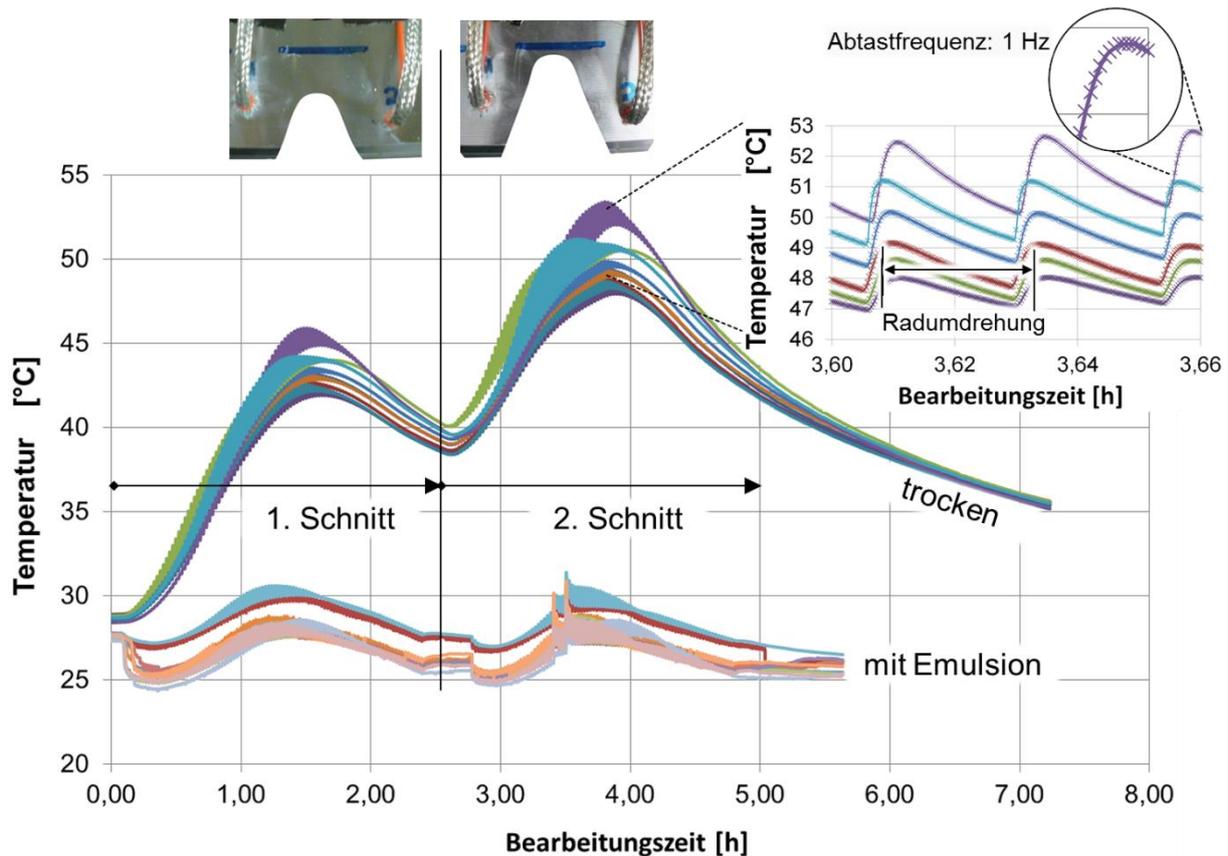


Bild 6-14 Temperaturmessergebnisse für das Wälzfräsen einer Großverzahnung

Die Analyse der verschiedenen Messrichtungen wird in Bild 6-15 dargestellt. Die Gegenüberstellung der Sensoren, welche vom Zahnkopf des Zahnrades zum Zahnfuß appliziert wurden, verdeutlicht eine kontinuierliche Temperaturzunahme Richtung Zahnkopf. Die Bearbeitung dieser Verzahnung erfolgte nicht kopfüberschneidend, daher fand keine Bearbeitung des Außendurchmessers statt.

Bei Prozessbeginn taucht der Fräser auf der einlaufenden Flanke (EF) im Kopfbereich ein. Hierdurch wird lediglich im Kopfbereich Zerspanwärme induziert. Diese breitet sich Richtung Innendurchmesser aus und kann sich damit auf ein äquivalent höheres Materialvolumen verteilen, weshalb das absolute Temperaturniveau gen Zahnfuß sinkt. Ferner bildet sich am Zahnkopf aufgrund des begrenzten Werkstoffmaterials ein Wärmestau aus, da der Wärmeleitkoeffizient sich zwischen Stahl und Luft stark unterscheidet ($\lambda_{\text{Stahl}} = 42 \text{ W/mK}$ zu $\lambda_{\text{Luft}} = 0,026 \text{ W/mK}$) und Luft als Isolator wirkt. Die sich stauende Wärme erhöht die Temperatur im Zahnkopf.

Im Unterschied zur Tauchtiefe ist der Abstand der Sensoren entlang der Zahnbreite gleich. Es wäre somit zu erwarten, dass sich hier ähnliche Verläufe einstellen. Dass

dem nicht so ist, veranschaulicht der untere Teil von Bild 6-15. Die höchste absolute Temperatur wird dabei auf der EF der Verzahnung gemessen. Mit zunehmendem Abstand von der Wirkzone sinkt der Temperaturwert zur Zahnmitte hin ab (Grau zu Violett zu Rot). Sich von der auslaufende Flanke (AF) nähernd wird ein ähnlicher Verlauf festgestellt (Orange zu Türkis zu Rot). Jedoch unterscheidet sich der Absolutwert der flankennächsten Sensoren um ca. 2 K. Wiederum die Spannungskenngrößen betrachtend, wird auf der EF eine höhere Spannungsdicke zerspannt, wohingegen auf der AF nur ein Viertel der Spannungsdicke vorliegt. Die geringere Umformarbeit der dünneren Späne spiegelt sich in der Temperaturverteilung im Zahn wider. Dieser asymmetrische Temperaturverlauf wird noch deutlicher, wenn die gemessenen Temperaturwerte in der Ebene extrapoliert werden. Dadurch ergibt sich die visualisierte Temperaturverteilung im Zahn, vgl. Bild 6-15 unten links.

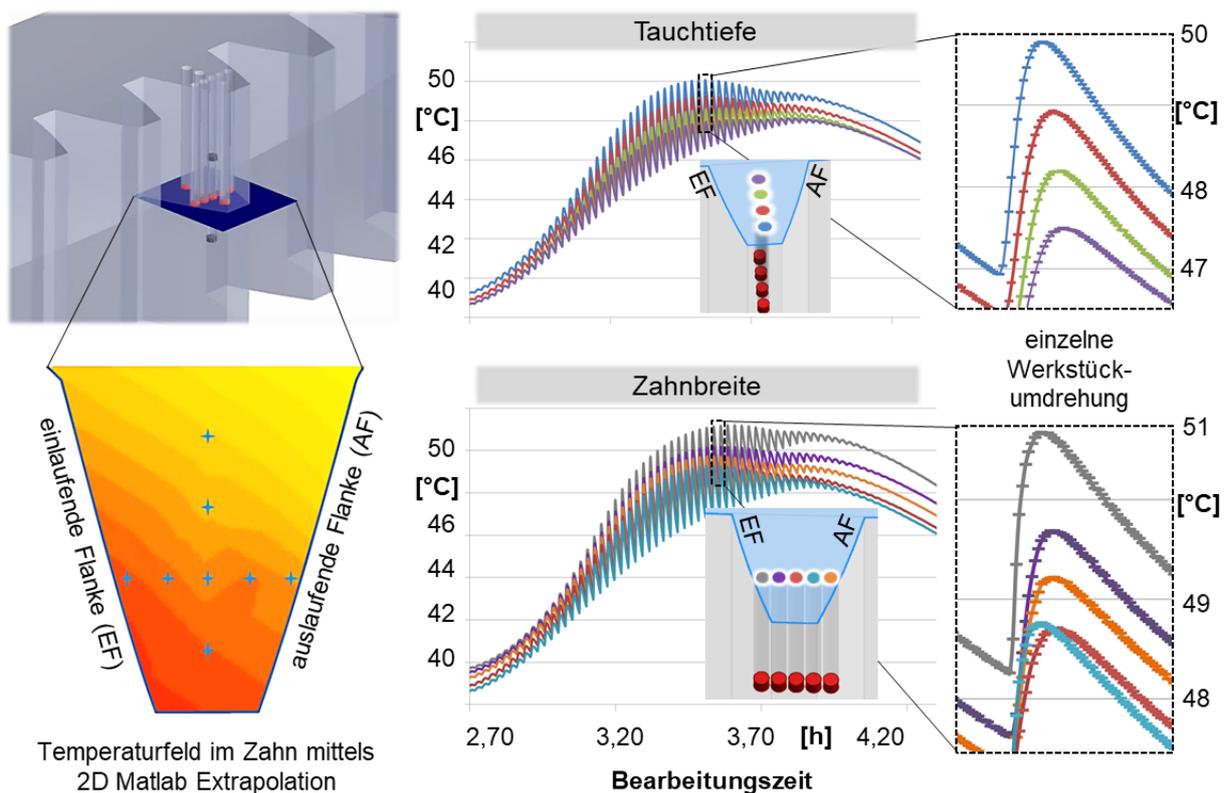


Bild 6-15 Temperaturverlauf entlang der Tauchtiefe und der Zahnbreite im zweiten Schnitt

Die Temperaturverläufe der Radbreite ähneln sich stark und auch die Absolutwerte der drei Sensoren liegen auf gleichem Niveau. Lediglich ein zeitlicher Unterschied

der Maximaltemperaturen stellt sich durch den Verfahrenweg des Fräsers entlang der verzahnten Breite ein.

Die Abmessungen der Großverzahnungen ermöglichten den messtechnischen Zugang zu werkstückseitigen Temperaturmessungen innerhalb eines Zahnes und damit nahe der Zerspanstelle. Dies ist bei den Laborversuchen $m_n = 2,7$ mm aufgrund der geometrischen Abmessungen nicht möglich, da Messabstände und notwendige Sensorgrößen nicht mehr handhabbare Abmessungen annehmen würden. Daher vergrößerte sich der Messabstand bei der $m_n = 2,7$ mm Analogieverzahnung und damit prozentual auch den Messfehler.

6.2.2 Erreichte Verzahnungsqualität

Im Anschluss an die Temperaturmessung wurden die beiden Ringverzahnungen vermessen, um die Unterschiede in der Qualität zu bestimmen. Wie zuvor erwähnt, handelt es sich bei dieser Verzahnung um ein Teil eines Stellgetriebes für eine Windkraftanlage. Die Pitch- und Azimutgetriebe richten Gondel und Rotorblätter des Windrades in den Wind. Da diese Getriebe nur unregelmäßig genutzt werden und die Hauptaufgabe die Wandlung des Drehmomentes ist, liegt die vorgegebene Verzahnungsqualität bei IT12. Die sich dadurch ergebenden Grenzwerte listet Bild 6-16 auf.

Als einziger wesentlicher Unterschied zwischen der Trockenbearbeitung und der KSS-Anwendung erweist sich die Rundheitsabweichung des Innendurchmessers. Diese ist bei der Trockenbearbeitung etwa doppelt so hoch, obwohl sich der Wert bei der Bearbeitung mit KSS auch an der oberen Qualitätsgrenze befindet. Jedoch lag vor Beginn der Bearbeitung schon ein Rundheitsfehler von $80 \mu\text{m}$ vor. Trotz dieses Unterschiedes spiegelt sich die Rundheitsabweichung nicht im Rundlauf der Verzahnung wider. Daher liegt die elliptische Form nur innerhalb der Bohrung vor und nicht am gesamten Zahnrad. Die höhere Bearbeitungstemperatur von ca. 55°C (Differenz 25 K) wirkte sich demnach nicht nachteilig auf die Qualität aus. Es muss jedoch angemerkt werden, dass die Versuchsauswertung von jeweils nur einem bearbeiteten Zahnrad statistisch nicht abgesichert ist und die getroffenen Aussagen nicht verallgemeinert werden können. Ebenfalls sind keine Angaben zur Vorbearbeitung bekannt. Abgebaute Eigenspannungen durch die Verzahnungsbearbeitung könnten hierbei einen verstärkenden oder einen

kompensierenden Einfluss auf das Verzugsverhalten haben. Letztendlich kann sich die Bewertung nur auf die vorliegenden Ergebnisse beziehen, da eine Ausweitung dieser kostenintensiven Versuche nicht möglich war.

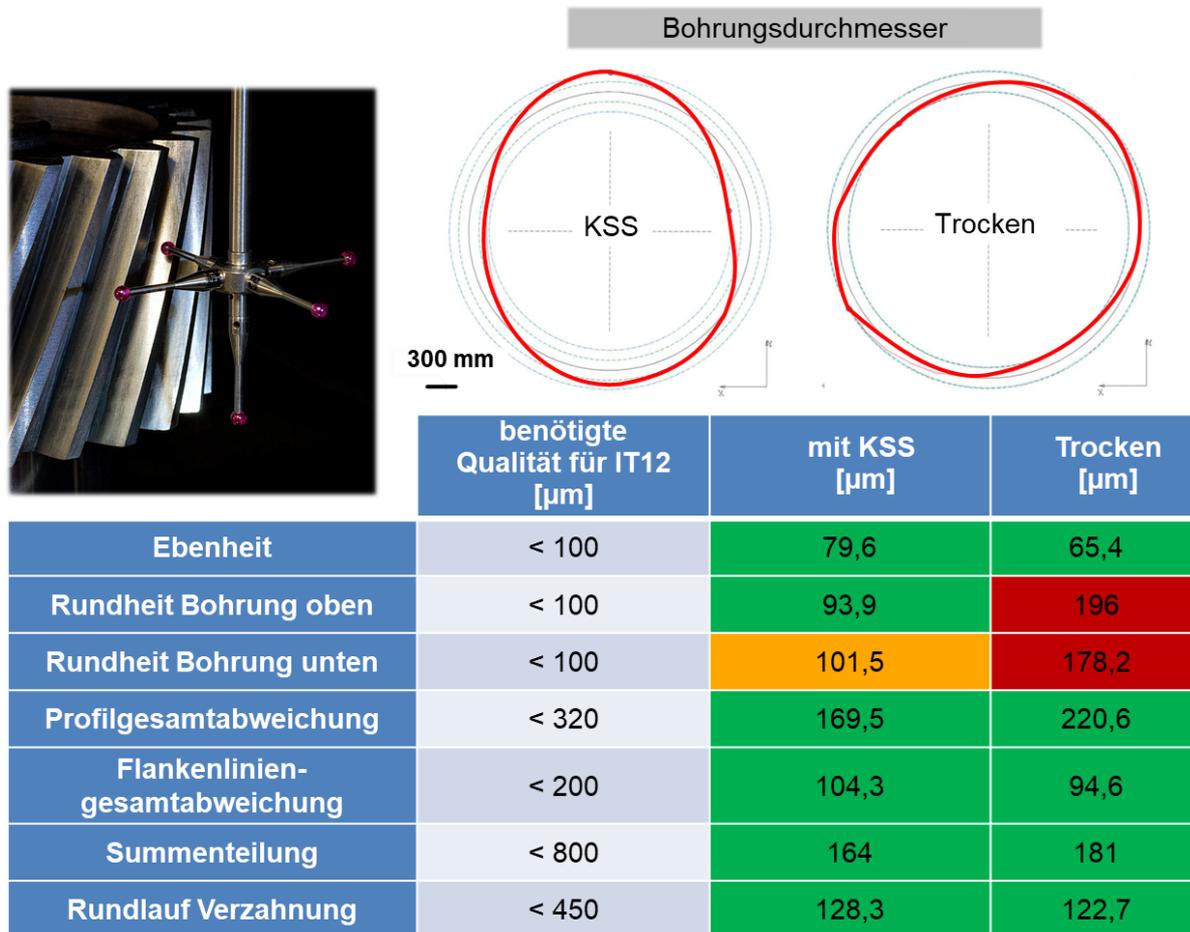


Bild 6-16 Ergebnisse der Verzahnungsmessung

7 Gekoppeltes Dixel/FEM Modell zur Abbildung der thermischen Last auf Seiten des Werkstückes

Das an dieser Stelle vorgestellte Modell entstand in Zusammenarbeit mit dem IWW der TU Chemnitz (Frau Stark) und fortführend mit dem IWF der OvGU Magdeburg (Dr.-Ing Kadashevich). Die thematische Leitung oblag bei beiden Instituten Prof. Halle. Beim kinematischen Aufbau des Modells wurde einerseits der Schlagzahnversuch als auch das reale Wälzfräsen zusammen mit dem IFQ nachgebildet. Da die Ergebnisse des Modells direkt mit den zuvor beschriebenen Messdaten validiert werden können, sei an dieser Stelle näher auf die Simulationsschritte des gekoppelten Modells des IWF eingegangen.

Um das thermoelastische Bauteilverhalten beim Wälzfräsen abzubilden, wurde ein gekoppeltes Simulationsmodell erstellt. Die dazu genutzte Vorgehensweise und Programmstruktur werde nachstehend erläutert.

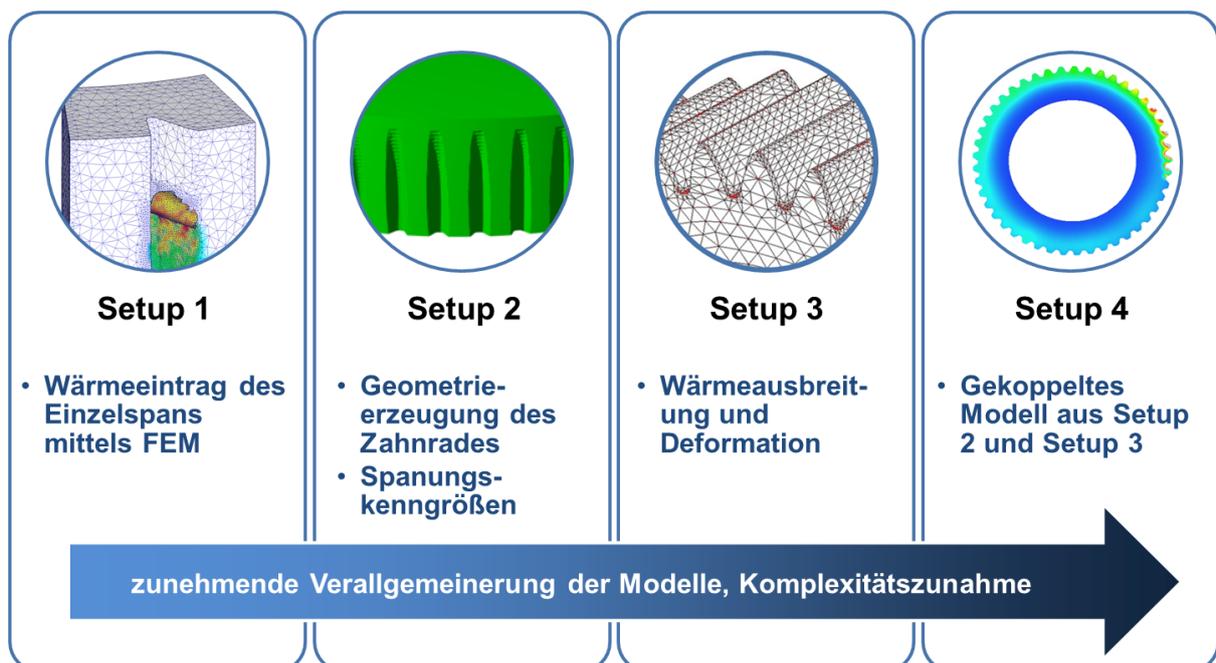


Bild 7-1 Vorgehen zur Simulation

Das Gesamtmodell basiert auf mehreren Einzelschritten, welche am Ende in einem gekoppelten Modell miteinander verknüpft werden. Zunächst erfolgt eine allgemeine Beschreibung und anschließend die detaillierte Erläuterung der Arbeitsschritte. Die verschiedenen Stufen des Modells veranschaulicht Bild 7-1. Beginnend mit einer FEM eines Einzelspans sollen die Wärmeströme durch einen Einzelspan ins Werkstück bestimmt werden. Durch die Korrelation mit geometrischen Spannungskenngrößen folgt die Übertragung der Wärmeeinbringung durch Ersatzwärmequellen in ein Dixelmodell (Setup 2). Diese verantwortet die parametrische Erstellung der Zahnradgeometrie durch das Wälzfräsen. Jedem Spanabtrag wird in diesem Schritt, durch seine Spangeometrie, eine Ersatzwärmequelle zugeordnet und diese auf das Werkstück beaufschlagt. Die Wärmeausbreitung und die dadurch erzeugte thermische Deformation wird in einer weiteren FEM abgebildet, siehe Setup 3. Den letzten Schritt bildet die Kopplung von Setup 2 und Setup 3, sodass sich für jeden abgetragenen Span (Setup 2) die Übergabe zu Setup 3 anschließt und dieser die Wärmeausbreitung und Werkstückdeformation an Setup 2 zurückgibt. Danach erfolgt dies iterativ bis zum letzten Spanabtrag.

Die geometrische Erzeugung der Zahnücke für Setup 1 bildet die Voraussetzung für die Spanbildungssimulationen. Ein parametrisches Modell in Solid Works erzeugt durch Eingabe der Verzahnungsdaten das Werkzeugprofil und den Werkstückrohling. Die geometrische Positionierung zueinander wird durch die Verzahnungsdaten als auch durch die Schnittdaten bestimmt. Als Verfahrensvarianten können Gleichlauf und Gegenlauf gewählt werden. Die Werkzeugbahn (Flugkreis eines Einzelzahn) wird als rotationssymmetrische Ausprägung abstrahiert. Werkstückseitig wird zur Datenminimierung nur eine Zahnücke (Kreissegment des Rohlings) erstellt. Die schrittweise Positionierung (Wälzstellungen) von Werkzeug und Werkstück, basierend auf dem Abwälzen des Wälzfräasers mit dem Zahnrad, erzeugt die Spanungsgeometrien. Diese stellen die unverformten Späne des Prozesses dar. Hierdurch existiert für jede Wälzstellung, also jeden Spanabtrag, eine separate Werkstückdatei. Je nach Verzahnungsfall dauert diese Berechnung ca. 20 min. Diese Werkstückdateien bilden die Basis, um die Spanbildung einer speziellen Wälzstellung mit Hilfe eines FEM Programmes zu simulieren. Alle notwendigen Positionierungsdaten können ebenfalls aus dem CAD Programm übernommen werden.

Für den vorliegenden Verzahnungsfall ($m_n = 2,7 \text{ mm}$, $z_2 = 41$) ergeben sich aus der Durchdringungsrechnung mittels CAD 44 Wälzstellungen. Die Rechenintensität numerischer Simulationen erforderte die Reduktion auf einzelne Wälzstellungen. Als Simulationssoftware kam DEFORM 3D der Fa. Scientific Forming Technologies Corporation zum Einsatz.

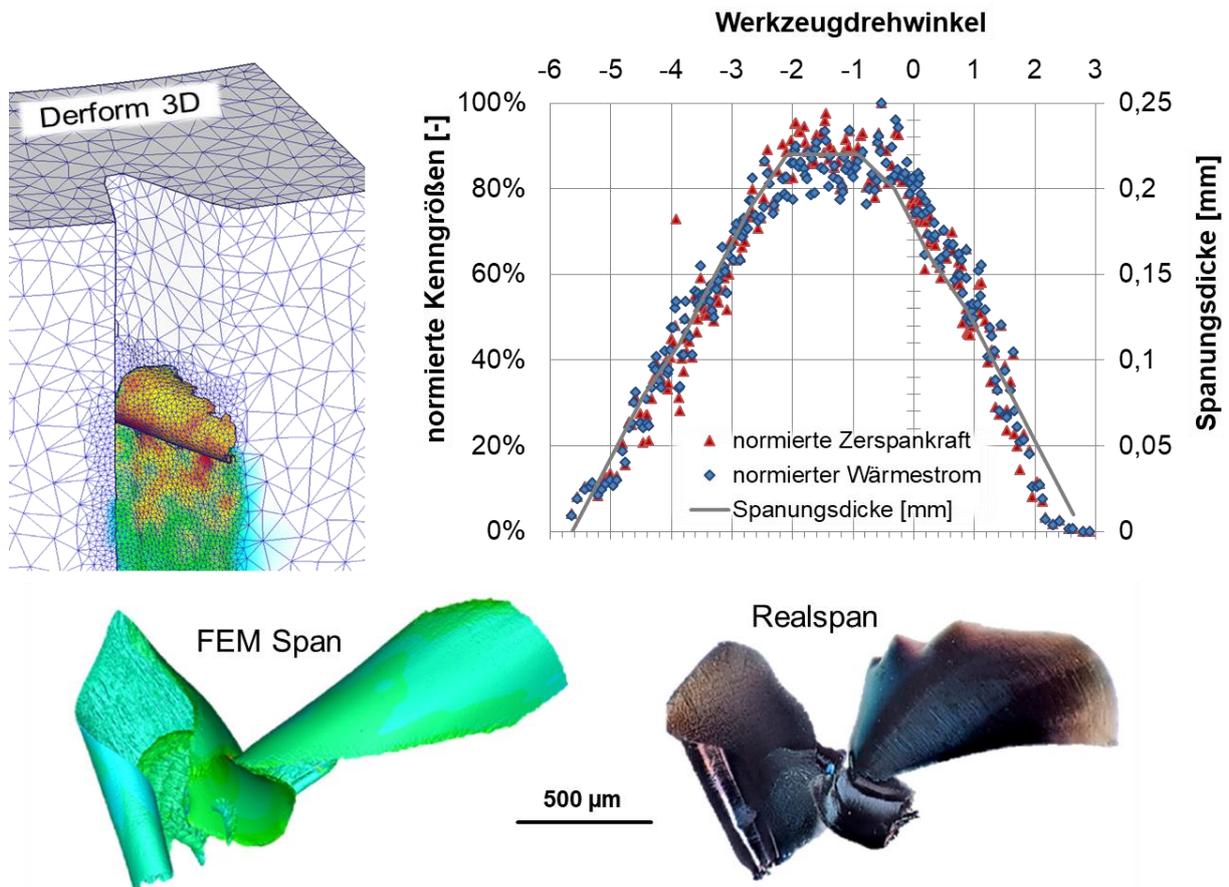


Bild 7-2 Korrelation von Wärmestrom ins Werkstück und Spanungsdicke bei Wälzstellung -17 [Karp12, Star13]

Das in Bild 7-2 dargestellte Diagramm vergleicht die Spanungsdicke, den Wärmestrom in Bauteil und die Zerspankraft während eines Spanabtrages. Dabei sind alle Kennwerte zur besseren Vergleichbarkeit auf den jeweiligen Maximalwert normiert. Der in Abszissenrichtung aufgetragene Drehwinkel ist die Werkzeugbahn eines Spanabtrages. Wie die Analyse verschiedener Wälzstellungen zeigt, besteht nicht nur eine direkte Proportionalität der Spanungsdicke zur Zerspankraft, sondern auch zum Wärmestrom in das Werkstück. Basierend auf dieser Erkenntnis und der Notwendigkeit der Verallgemeinerung des Simulationsmodells wurde dieser

Zusammenhang genutzt, um thermische Ersatzquellen in Abhängigkeit der Spannungsdicke zu implementieren.

Als Setup 2 folgte anschließend der Aufbau eines Dixelmodells zur Erzeugung der Geometrie des gesamten Zahnrades. Dies war notwendig, da die Rechenzeiten eines Einzelspans mittels FEM mehrere Stunden in Anspruch nahm und daher für den gesamten Wälzfräsprozess nicht praktikabel war.

Im Vergleich zur klassischen Dixelnutzung, welche vorrangig in der Computervisualisierung angesiedelt ist [Hans05, Eise93] und zumeist nur die äußere Hülle von dreidimensionalen Körpern darstellt, wurden beim Dixelmodell zum Wälzfräsen nicht nur die geometrische Hülle, sondern auch ein Temperaturfeld implementiert.

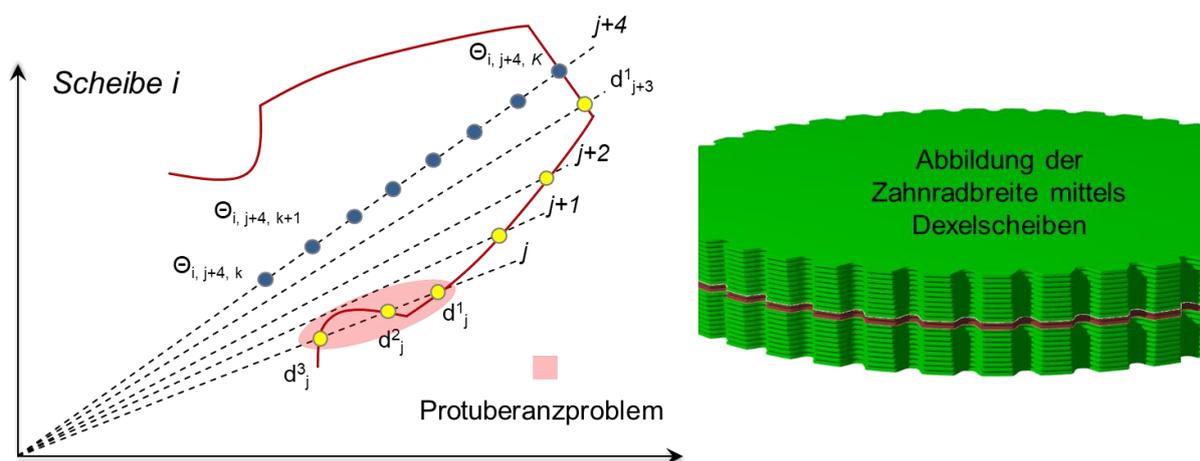
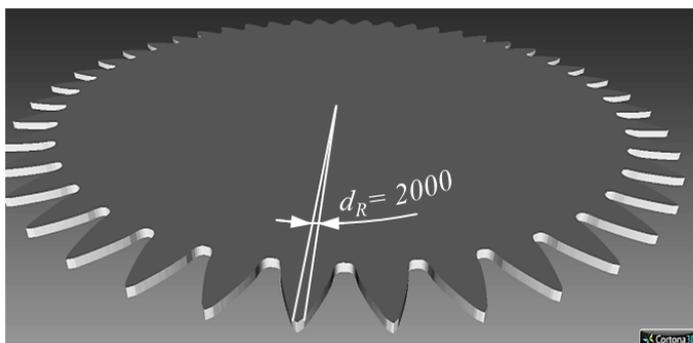


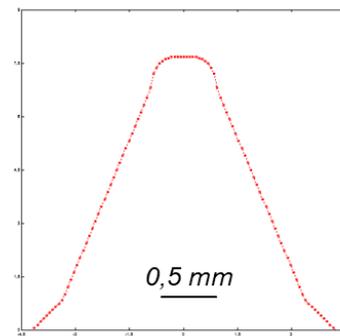
Bild 7-3 Aufbau des Dixelmodells

Das zweidimensionale Feld einer Zahnrad-/ Dixelstrahlen wird durch Dixelstrahlen vom Zentrum her aufgespannt, welche am Ende des Strahlenganges die Zahnradkontur abbilden, siehe Bild 7-3 links. Der Begriff Dixel leitet sich aus der Zusammensetzung aus „depth“ und „pixel“ ab und verdeutlicht den zweidimensionalen Charakter. An jedem Strahlende beschreibt der Punkt d^m_j für $m = 1,2,3$ und $j = 1 \dots J$ die geometrische Form. Da es bei der Zahnradbearbeitung, zu kinematisch als auch durch Protuberanzfräser zu Unterschnitt am Zahnrad kommen kann und dadurch mehrere Schnittpunkte auf einem Strahl liegen können, wurde dies durch die Erweiterung m im Punkt d^m_j berücksichtigt. Das Temperaturfeld wird als skalare Größe auf diesen Strahlen angeordnet und durch die Punkte θ_{ijk} beschrieben. Zur Beschreibung des dreidimensionalen Zahnrades werden mehrere

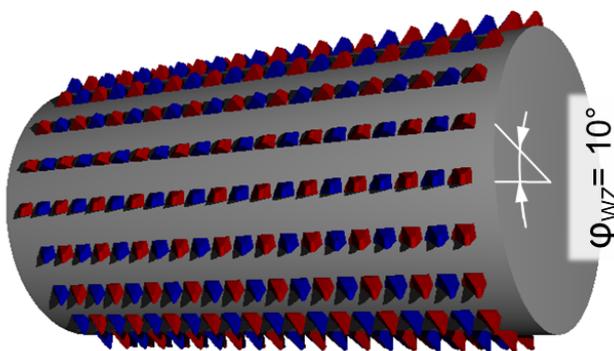
Dexelscheiben übereinander angeordnet. Dabei bestimmen die Anzahl an Dexelscheiben (Bild 7-3 rechts) und die Auflösung der Dixelstrahlen entlang des Zahnradumfangs (Bild 7-4 oben links) die Simulationsgenauigkeit. Das Bezugsprofil des Werkzeuges wurde als Subroutine innerhalb des Quellcodes mittels Radien und Linien geometrisch erzeugt, siehe Bild 7-4 oben rechts. Es schloss sich die Applizierung des Werkzeugprofils auf den Wälzfräser an, indem entlang der Hüllspirale das Bezugsprofil stollenzahlvieler Male kopiert wurde. Äquivalent erfolgte die Erstellung des zweiten Ganges mit 180° Versatz am Umfang.



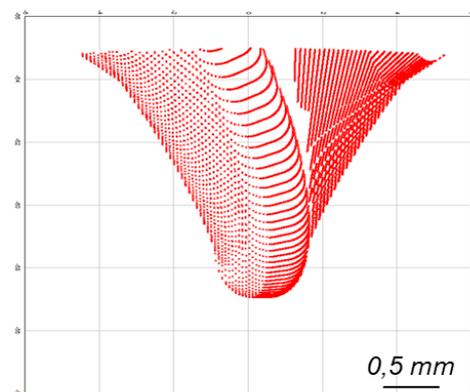
d_R = Diskretisierung der Dexelscheibe entlang der Umfangsrichtung



Erzeugung des Bezugsprofils im Dixelmodell



zweigängiger Wälzfräser



Wälzstellungen erzeugen die Zahnlückengeometrie

Bild 7-4 Erstellung des Wälzfräasers

Als nächstes schließt sich die kinematische Beschreibung des Wälzfräsprozesses an. Die meisten Autoren beschreiben die Bewegung des Wälzfräasers und des Zahnrades durch Koordinatentransformationen oder Rotationsmatrizen [Bär93, Bouz81, Gutm88, Sulz73]. Dies ist für rotierende Systeme aufwändig, da jeder Schneidenpunkt kontinuierlich transformiert werden muss. Mathematisch eleganter ist die Nutzung der Quaternion Algebra [Hans05], Bild 7-5. Zur einfacheren

mathematischen Beschreibung rotiert der Fräser um das Werkstück und vollzieht dabei seine axiale Verschiebung (Axialvorschub). Gleichung 7.1 beschreibt hierbei die Bewegung des Wälzfräasers für jeden diskreten Punkt (x,y,z) . Alle Variablen dieser Gleichung sind Quaternionen, bestehen also aus drei Raumkoordinaten (Vektor) und einem Drehwinkel, zusammen $q(x,y,z,\varphi)$. So gesehen kann man von einem vierdimensionalen Vektor sprechen. Mittels * gekennzeichnete Werte sind konjugierte Quaternionen $q^*(x,y,z,-\varphi)$ und die Multiplikation der Quaternionen wurde mittels • gekennzeichnet. Für die Beschreibung dieser Bewegung sind ferner die Gleichungen 7.2 und 7.3 notwendig.

$$\xi = T \bullet [d + f_{ax}] \bullet T^* + R \bullet f(x + f_{tan}) \bullet R^* \quad (7.1)$$

$$\xi = q(\omega_2) [(d + f_{ax}) + q(\zeta) [q(\omega) (x + f_{tan}) q(\omega)^*] q(\zeta)^*] q(\omega_2)^*$$

$$T = q(\omega_2); \quad (7.2)$$

$$R = q(\omega_2) q(\zeta) q(\omega) \quad (7.3)$$

ω - Werkzeugdrehung
 ω_2 - Werkstückdrehung
 f_{ax} - Axialvorschub des Wälzfräasers
 d - Abstand Werkstück- und Werkzeugrotationsachse
 ζ - Schwenkwinkel des Wälzfräasers

f_{tan} - Verschiebung des Werkzeugprofils durch die Steigung des Wälzfräasers
 $f(x)$ - Bezugsprofil des Wälzfräasers

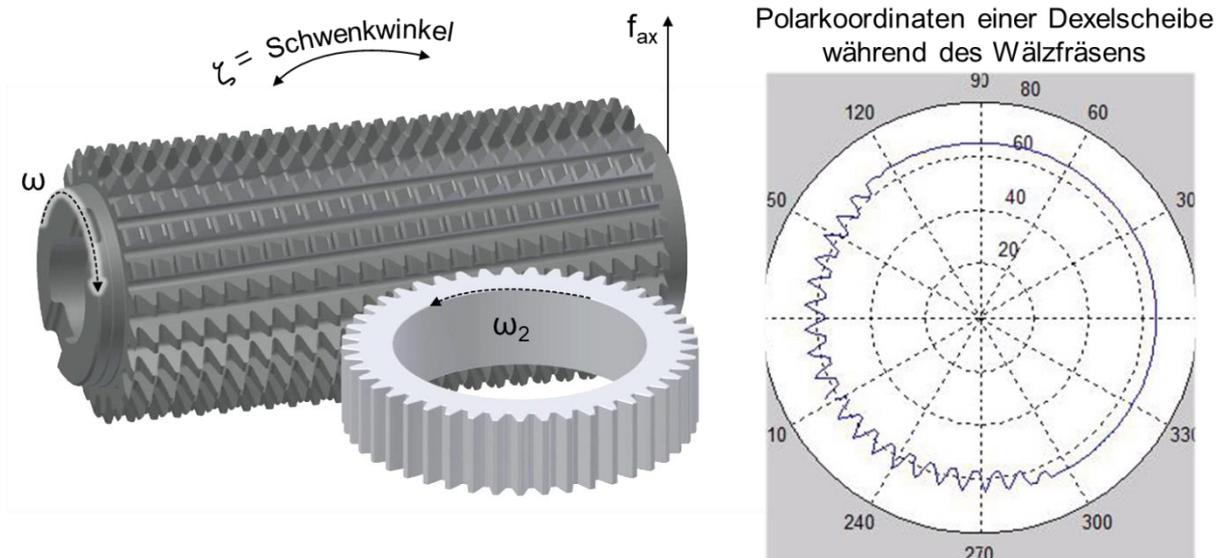


Bild 7-5 Abbildung des Wälzfräsprozesses durch Nutzung von Quaternionen Algebra

Der wesentliche Vorteil des Dixelmodells ist die Nutzung der Quaternion-Beschreibung mit Hilfe nur einer Gleichung. Somit sind im Vergleich zu numerischen Ansätzen keine zusätzlichen Berechnungen notwendig. Die gleichmäßige Bewegung beim Wälzfräsen (Schnittgeschwindigkeit, Axialvorschub und Wälzkopplung) ermöglicht ferner die Vorabberechnung der Quaternionen, da die Diskretisierungsschritte äquidistant gewählt wurden. Hierdurch ergibt sich eine schnelle Berechnung, welche durch Mehrkernberechnung und Parallelisierung des Dixelmodells hocheffizient arbeitet.

Während der Bewegung des Wälzfräasers durch das Werkstück durchdringen die Schneiden des Fräasers die Dixeln des Werkstückes und verkürzen die Dixelstrahlen. Für jeden Dixel kann die abgetragene Länge (Spanungsdicke) bestimmt werden. Unter Nutzung dieser Information wird eine an jedem Dixelpunkt (siehe Bild 7-3 und Bild 7-4) eine Ersatzwärmequelle (Wärmestrom) platziert, dargestellt in Bild 7-6. Um die Wärmeausbreitung und die sich daraus ergebene Werkstückdeformation zu berechnen, erfolgt nach jedem Spanabtrag im Dixelmodell eine Übergabe des Werkstückmodells an ein FE- Programm (in diesem Fall Abaqus).

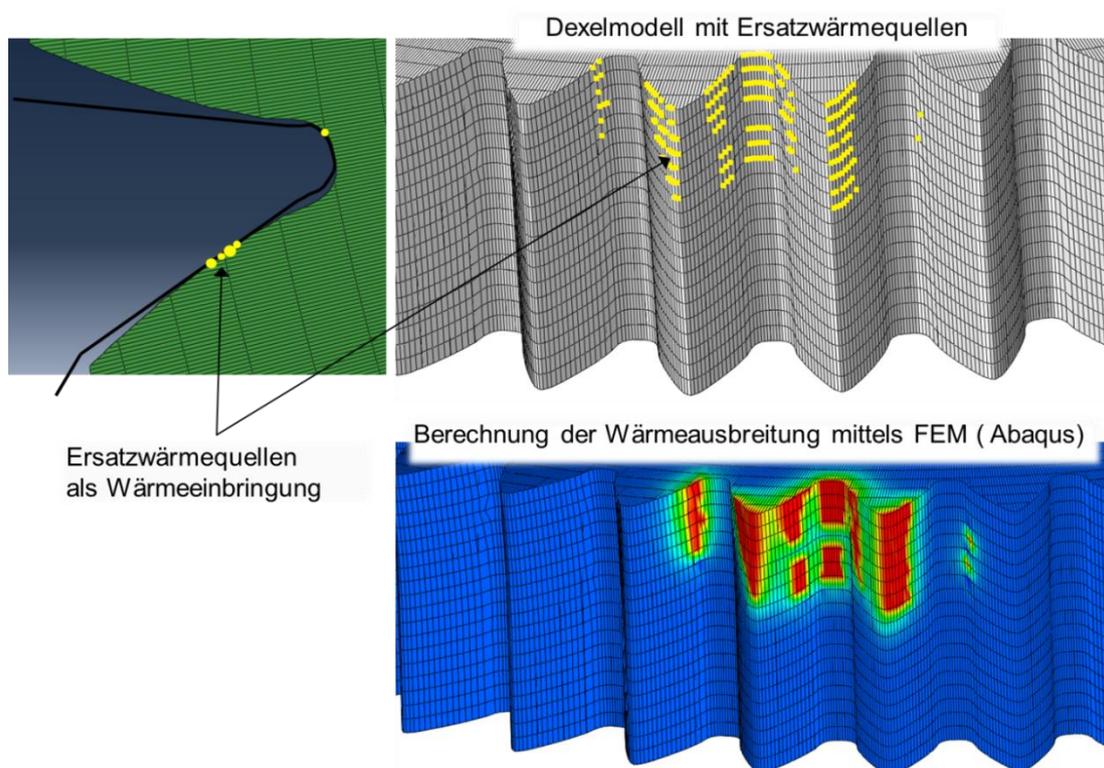


Bild 7-6 Dixelknoten mit Spanabtrag (gelb) und Berechnung der Wärmeausbreitung in Abaqus

Aus den zuvor beschriebenen Einzelschritten ergibt sich durch die Kopplung der Einzelmodelle in Setup 4 die iterative Abarbeitung, welche in Bild 7-7 aufgezeigt ist. Für jeden Zeitschritt (Werkzeugrotationswinkel) erfolgt eine Spanabnahme mit darauffolgender Applizierung der Ersatzwärmequellen. Hinzu kommt die Übergabe des Werkstückes an das FE-Programm, welches Temperatursausbreitung und Werkstückdeformation berechnet. Im Anschluss erfolgt die Übergabe des Werkstückes zurück zum Dixelmodell, welches den nächsten Spanabtrag generiert.

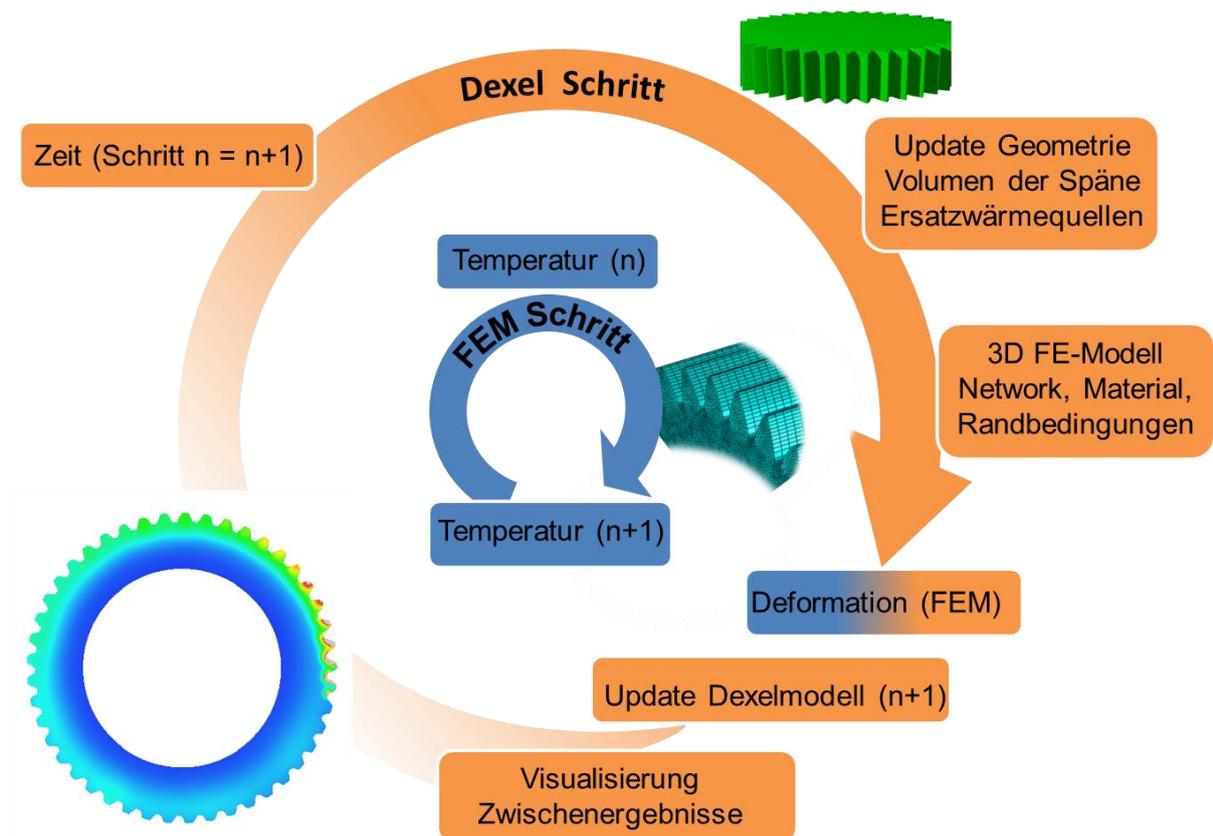


Bild 7-7 Simulationsablauf als gekoppeltes Modell

Als Ergebnis dieses gekoppelten Modells stellt Bild 7-8 die Werkstücktemperatur je Werkstückumdrehung dar. Die dabei gesetzten Temperaturmesspunkte auf der Werkstückoberfläche sind am Einzelzahn im oberen Diagramm illustriert. Die Messpunkte sind entlang der Zahnhöhe mittig angeordnet (Messpunkte 1 bis 4). Die beim Prozess auftretende Werkstücktemperatur steigt bei Prozessbeginn an. Je Werkstückumdrehung bewegen sich die Zähne mit den Messpunkten einmal am Wälzfräser vorbei. Dabei erwärmen sich die Werkstückzähne lokal und kühlen

innerhalb einer Werkstückrotation wieder ab. Dies ergibt den in Bild 7-8 dargestellten Temperaturverlauf je Werkstückdrehung. Dabei heizen die ersten 4 Umdrehungen das Werkstück stärker auf als es durch Wärmeaustausch abgeben kann. Bei den nachfolgenden drei Umdrehungen sinkt die Spanungsdicke soweit ab, dass die induzierte Wärme kleiner als der Kühleffekt ist, wodurch die Werkstücktemperatur wieder sinkt und diese sich bei 41 °C homogenisiert. Zusätzlich zur Temperatur wurden die beim Wälzfräsprozess abgetragenen Spanvolumina aufgezeichnet und im unteren Diagramm von Bild 7-8 aufgetragen. Wie zuvor beschrieben, wurde für jedes dieser Spanvolumen eine Ersatzwärmequelle auf das Werkstück appliziert und trägt damit zur Erwärmung des Werkstückes bei. Die Festlegung des thermischen Zeitschrittes, also jene Zeit, an der das Dixelmodell an die FEM übergeben wird, ist mit 5,6 ms so gewählt, dass diese einem Stolleneingriff des Fräasers entspricht.

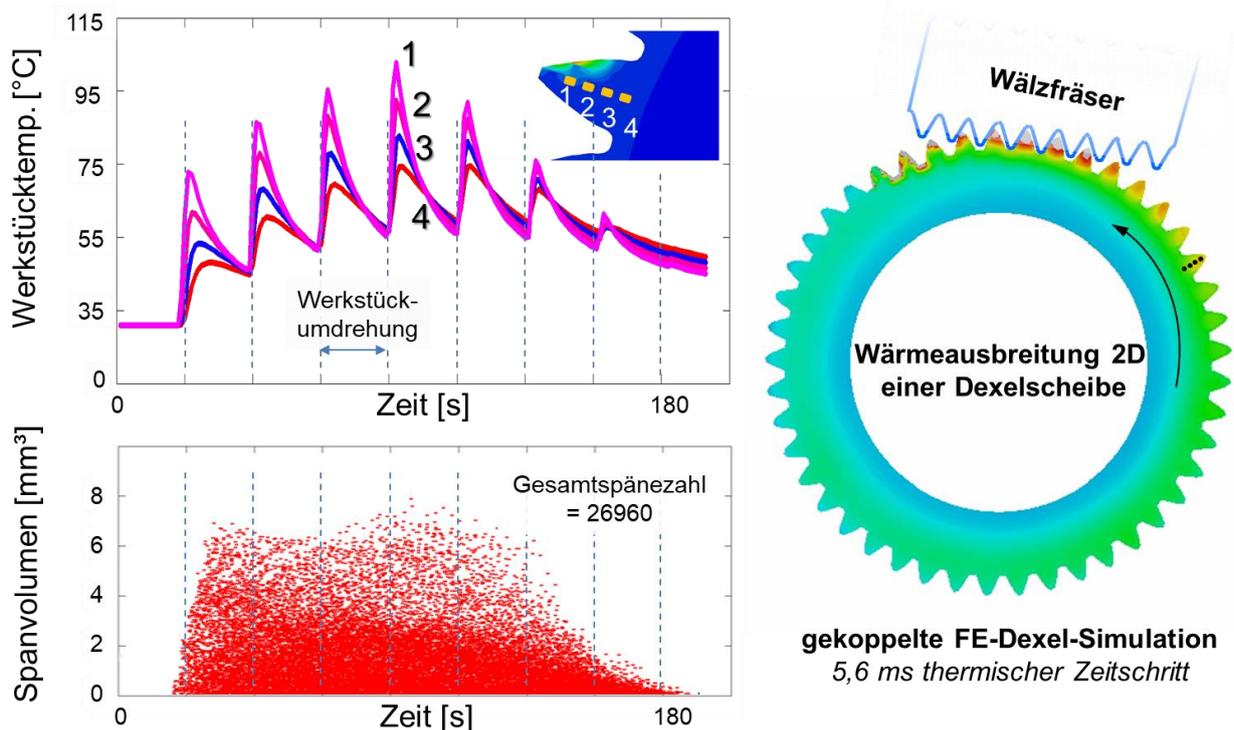


Bild 7-8 2D Simulation des $m_n = 2,7$ mm Zahnrades ($v_c = 150\text{m/min}$ / $f_a = 3,0$ mm/BU)

Bei selbiger Simulation wurde im Bild 7-9 die experimentell ermittelte Temperatur aus Kapitel 6.1.2. überlagert. Der obere Teil des Bildes zeigt die einzelnen Werkstückumdrehungen im Stirnschnitt und die kontinuierliche Erwärmung des Zahnrades. Wie schon bei der Temperaturmessung vermutet, wirkt die Messkette

wie ein Tiefpassfilter, daher sind die einzelnen Temperaturspitzen, wie sie die Simulation je Werkstückumdrehung abbildet, im Experiment nicht zu sehen. Gemittelt folgt der Temperaturverlauf der Simulation den gemessenen Werten.

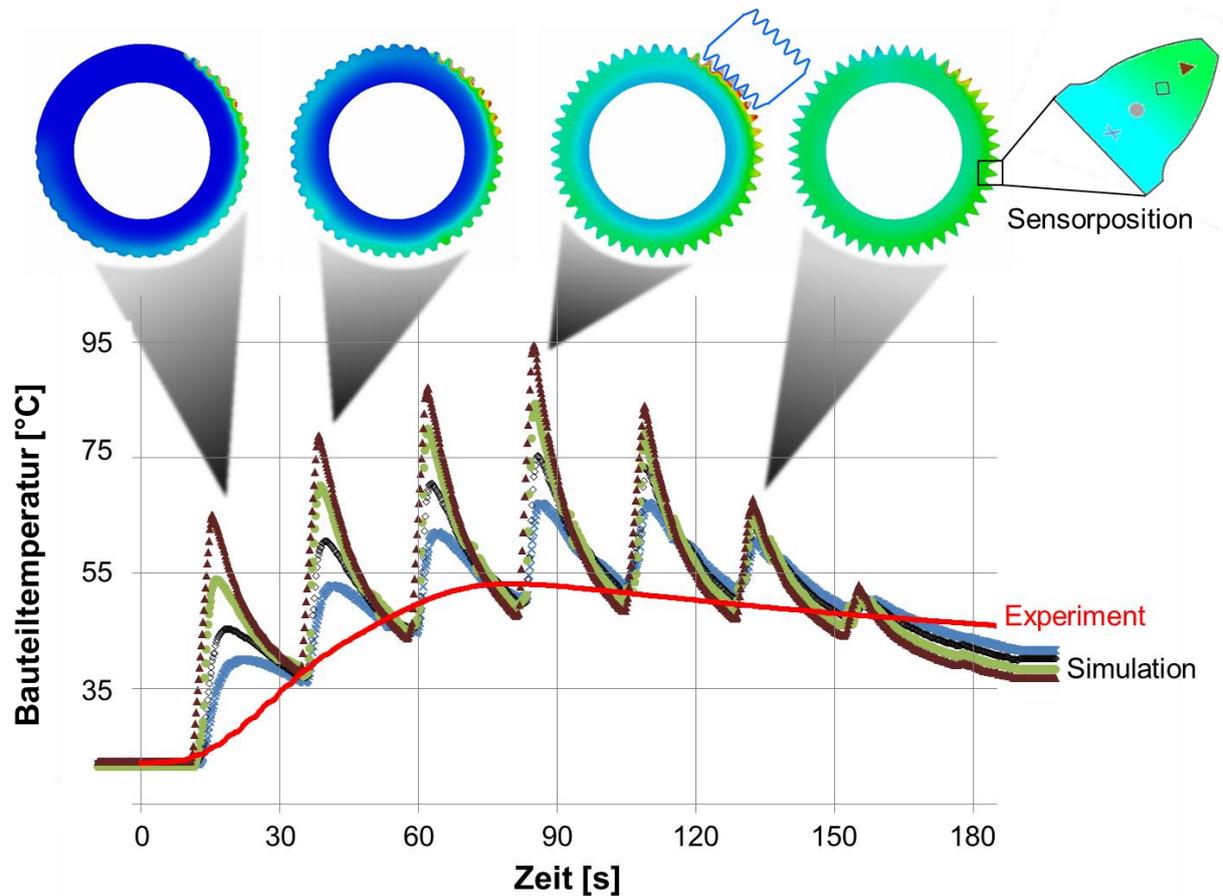


Bild 7-9 Vergleich der Werkstücktemperatur von Simulation und Experiment; $m_n = 2,7$ mm Zahnrad ($v_c = 150$ m/min / $f_a = 3,0$ mm/BU)

Ein weiterer Abgleich des Simulationsmodells mit dem Experiment erfolgte bei der Bearbeitung der Großverzahnung, welche in Kapitel 6.2.1 beschrieben wurde. Wiederum auf der Annahme basierend, dass beim Wälzfräsen eine rotationssymmetrische Wärmeausbreitung aufgrund der Bearbeitungskinetik vorliegt, wurden 20° als Ringsegment simuliert. Alle 7 ms, was bezogen auf das Werkzeug einen Winkelschritt von ca. 4° bedeutet, wurde das Dixelmodell an Abaqus übergeben. Da eine Werkstückumdrehung ca. 90 Sekunden dauerte, wurde dieser Zeitschritt für das thermomechanische Modell gewählt. Somit ergeben sich 104 Temperaturzeitschritte für diesen Bearbeitungsfall im ersten Schnitt. Die Rechenzeit mit einem Intel i7-3632QM-2.20GHz Prozessor dauerte sechs Stunden, wobei 75 % dieser Zeit auf den Datenaustausch zwischen Dixel und FE-Programm

zurückzuführen sind. Der qualitative Verlauf beider Temperaturkurven korreliert miteinander, jedoch sind aufgrund der Rechenreduzierung (je ein Temperaturwert je Werkstückumdrehung) die kurzzeitigen Abkühlungen, wie sie im Experiment vorliegen, nicht dargestellt, siehe Bild 7-10 oben. Die Erwärmung und Abkühlung der Ringverzahnung stimmen überein. Der untere Teil des Bildes visualisiert einen einzelnen Zeitschritt innerhalb der Übergabe vom Dixelmodell zur FE- Simulation mit den an den Spannungsdicken platzierten Ersatzwärmequellen.

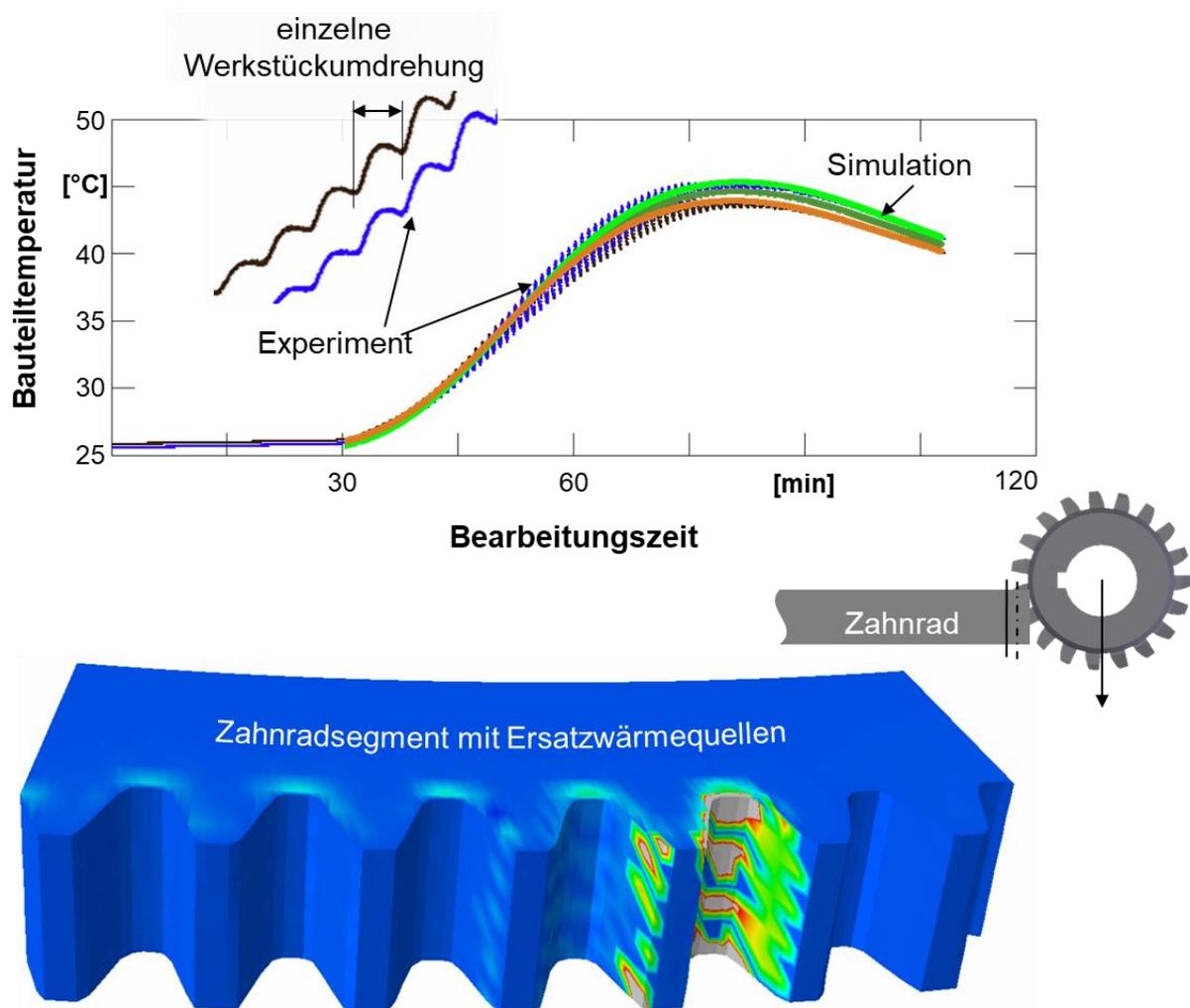


Bild 7-10 Simulationsergebnis der Werkstücktemperatur der Großverzahnung

Der Aufbau des Simulationsmodells mit Hilfe von Dixeln und der kinematischen Beschreibung des Wälzfräsens durch Quaternionen ermöglicht eine effiziente Simulation. Die Rechenzeit ist im Vergleich zu Spanbildungssimulationen deutlich geringer und kann durch eine angepasste Datenübergabe zwischen Dixelmodell und

Abaqus weiter gesteigert werden. Ein effizientes Modell ist die Basis für den Einsatz im industriellen Umfeld. Vor diesem Schritt müssten jedoch weitere Untersuchungen folgen, um das Verzugsverhalten von Großverzahnungen besser zu verstehen. Die in Kapitel 6.2.2 gemessenen Verzahnungsqualitäten in Verbindung mit der überwachten Werkstücktemperatur reichen für detaillierte Erkenntnisse nicht aus. Prinzipiell beinhaltet das Modell die Möglichkeit das Verzugsverhalten zu berechnen, allerdings fehlt hierfür die Validierung durch den Realfall.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Bei vielen Anwendungsbereichen des Zerspanens mit geometrisch bestimmter Schneide stellt die Trockenbearbeitung eine Alternative zur Nutzung von Kühlschmierstoffen dar, so auch beim Wälzfräsen. Gerade in der Massenfertigung von Zahnrädern für Automobilgetriebe ist sie zunehmend Stand der Technik. Der Verzicht des Kühlmediums kann einerseits ökonomische Vorteile bringen und andererseits dazu beitragen Umweltgesetze einzuhalten. Demgegenüber stehen der Verlust des Wärmeabtransportes aus der Zerspanzone und die veränderte Spanabfuhr. In der Trockenbearbeitung ist es Ziel, die durch den Zerspanprozess eingebrachte Temperatur größtenteils über den Span abzuführen, da steigende Temperaturen auf der Werkzeugseite Verschleiß und auf der Werkstückseite Verzug hervorrufen. Auf Seiten des Werkzeuges reduziert eine thermisch hochisolierende Beschichtung den Wärmestrom. An Span und Werkstück ist dies nicht möglich. Im Stand der Technik wurde gezeigt, dass die Untersuchung und Bestimmung von Werkstück- und Spantemperaturen in einer Vielzahl von Forschungsarbeiten Gegenstand war. Für das Wälzfräsen sind diese Arbeiten nur vereinzelt oder gar nicht vorhanden.

Ziel dieser Arbeit war es daher die Wärmeverteilung beim Wälzfräsen unter den Verhältnissen der industriellen Serienparameter zu analysieren und zu quantifizieren. Hierzu wurde eine Versuchsverzahnung definiert und Temperaturmesstechnik aufgebaut.

Im Fokus des fünften Kapitels stand die Bestimmung der Spantemperatur während des Wälzfräsprozesses. Mittels zweier Widerstandsthermometer in einem mit Wasser gefüllten Dewargefäß – dem Kalorimeter – wurden die Späne des Prozesses aufgefangen und die Erwärmung gemessen. Für die Schnittgeschwindigkeit ergaben sich daraus im Bereich von 100 m/min bis 300 m/min nahezu keine Unterschiede in der Spantemperatur vor dem Wassereintritt (ca. 400°C). Einen deutlichen Unterschied brachte die Erhöhung des Axialvorschubes von 1 mm/BU auf 5 mm/BU mit einem Spantemperaturanstieg von 295°C auf 440°C. Die durch die Kalorimetrie berechneten Spantemperaturen geben nicht die in der Wirkzone auftretenden Maximaltemperaturen an, da während des Spanfluges Verluste durch Konvektion

und Wärmeleitung auftreten. Zur Bestimmung der Maximaltemperatur wurden im gleichen Kapitel für einzelne Wälzstellungen FEM Berechnungen mit der Software Advant Edge durchgeführt. Hierbei ergaben sich Maximaltemperaturen von ca. 700°C ($v_c = 100$ m/min, $f_a = 1,0$ mm/BU) bis 950 °C ($v_c = 300$ m/min, $f_a = 3,0$ mm/BU).

Die Werkstücktemperatur wurde in Kapitel 6 zur Wahrung der Vergleichbarkeit mit einer wechselbaren Messplatte bestimmt. Für beide Schnittparameter, Schnittgeschwindigkeit und Axialvorschub, reduzierte sich die maximale Werkstücktemperatur. Bei geringen Axialvorschüben ($f_a = 1,0$ mm/BU) und Schnittgeschwindigkeiten ($v_c = 100$ m/min) bewirken die Kontaktverhältnisse eine Werkstücktemperatur von bis zu 55°C. Deutlich weniger Zerspanwärme wird bei $f_a = 5,0$ mm/BU bzw. bei $v_c = 100$ m/min induziert, die Werkstücktemperatur beträgt dann nur noch ca. 35°C. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse aus Kapitel 5 und Kapitel 6 zeigt Bild 8-1. Im Vergleich zur Prozessenergie sind für Schnittgeschwindigkeit und Axialvorschub die anteiligen Energien des Spanes und des Werkstückes aus den Temperaturmessungen dargestellt. Die Spanenergie musste aufgrund eines Werkzeugbruches für $v_c = 150$ m/min, $f_a = 5,0$ mm/BU durch eine quadratische Regression der vier kleineren Vorschübe angenommen werden.

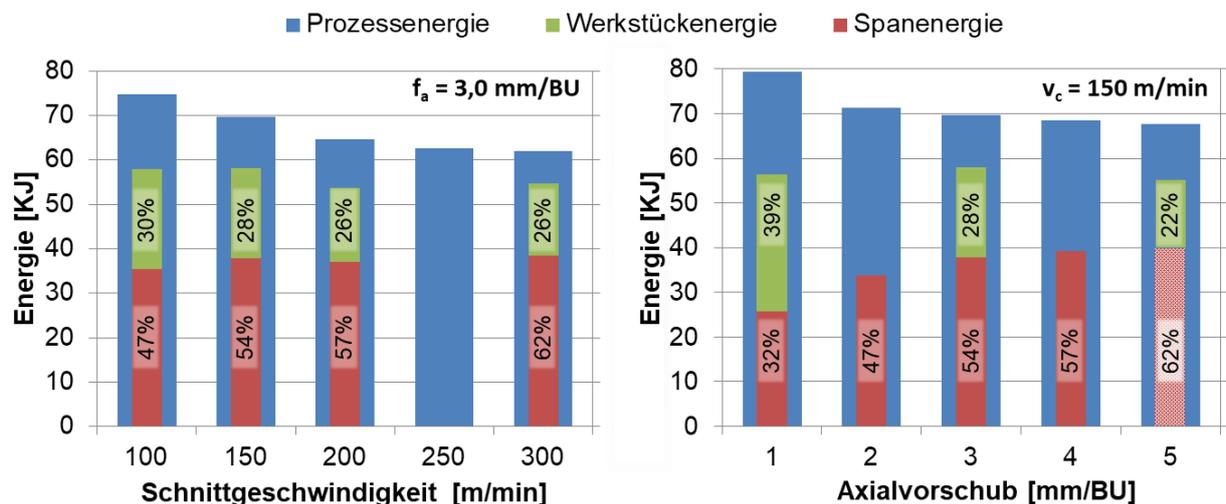


Bild 8-1 Aufteilung der Prozessenergie in Span und Werkstück

Für die realisierten Schnittparameter zeigt der Axialvorschub einen deutlicheren Einfluss auf die Aufteilung der Prozessenergie. Mit steigendem Vorschub kann prozentual mehr Prozesswärme in den Span abgegeben werden. Von $f_a = 1,0$ mm/BU auf $f_a = 5,0$ mm/BU verdoppelt sich der Anteil der Spanenergie. Aus

Sicht der Werkstückqualität ist die Reduzierung der eingebrachten Energie in das Werkstück entscheidend. Diese halbiert sich über den betrachteten Vorschubbereich. Eine Verdreifachung der Schnittgeschwindigkeit senkt den energetischen Anteil ins Werkstück nur um 4 %. Für eine Gesamtbilanzierung fehlen die energetischen Anteile für Werkzeug und Umwelt. Beide konnten messtechnisch im Rahmen dieser Arbeit nicht erfasst werden.

Im letzten Kapitel wurde ein gekoppeltes Simulationsmodell entwickelt. Bei diesem erfolgt die Beschreibung der Wälzfräsbewegung mittels Quaternionen-Algebra. Während der Bewegung durchdringt das Werkzeug das aus Dixeln und Dixelstrahlen erstellte Werkstück. Die Verkürzung dieser Dixelstrahlen entspricht der Spanungsdicke. Die Kopplung des Simulationsmodells besteht in der Verbindung aus Dixel- und FEM Modell. Nach dem Eingriff des Wälzfräserstollens übergibt das Dixelmodell die Geometrie des Werkstückes an die FE-Simulation. Dort wird auf Basis der Spanungsdicke eine Ersatzwärmequelle an jedem Dixelstrahl aufgebracht und damit die Wärmeeinbringung des Prozesses nachgebildet. Im Anschluss erfolgt die Rückgabe des aufgeheizten Werkstückes an das Dixelmodell und der Prozess wird iterativ fortgeführt. Mit Hilfe der im Experiment gemessenen Werkstücktemperaturen konnte dieses Modell validiert werden.

Die im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse bilden eine grundlegende und hilfreiche Basis für nachfolgende wissenschaftliche Untersuchungen. Die Fortführung dieser Betrachtungen sollten zwei wesentliche Aspekte adressieren: zum einen die experimentelle Bestimmung der Spantemperatur während des Spanabtrages und zum anderen die Auswirkung des Temperaturverhaltens auf den Bauteilverzug. Ersterer Aspekt könnte die in der FEM Methode berechneten Spantemperaturen validieren. Der letztere kann als Validierungsgröße für das erstellte Modell genutzt werden, um mit diesem nicht nur die Werkstücktemperaturen, sondern auch den Bauteilverzug modellieren zu können.

9 Literaturverzeichnis

- [Amor03] Amor, R.B. Thermomechanische Wirkmechanismen und Spannbildung bei der Hochgeschwindigkeitszerspanung, In: Berichte aus dem IFW Band 03/2003, Universität Hannover, IFW, Dissertation, Hannover, 2003
- [Anto11] Antoniadis, A. Tapoglou, N. Hob3D: A Novel Gear Hobbing Simulation Software, In: Proceedings of the World Congress on Engineering 2011 Vol I, WCE 2011, July 6 - 8, 2011, London, U.K., 2011
- [Anto12] Antoniadis, A. Tapoglou, N. CAD-Based Calculation of cutting force components in gear hobbing, In: Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 134, pp. 031009-1 – 8, 2012
- [Baeh16] Baehr, H.D. Stephan K. Wärme- und Stoffübertragung, Springer Vieweg, 9. aktualisierte Auflage, 2016
- [Bär93] Bär, G. Pries, M. Analytische Beschreibung des Wälzfräsens, In: Mechanism and Machine Theory, Vol. 28, No. 1, pp. 65 – 71, 1993
- [Baue18] Bauer, R. Modellbasierte Auslegung von Mehrschnittstrategien beim Wälzschälen, TU Chemnitz, Dissertation, 2018
- [Bern04] Bernhard, F. Technische Temperaturmessung, Physikalische und messtechnische Grundlagen, Sensoren und Messverfahren, Meßfehler und Kalibrierung, ISBN 3-540-62672-7, Springer- Verlag, Berlin, 2004
- [Bern14] Bernhard, F. Handbuch der Technischen Temperaturmessung, VDI-Buch, Springer Vieweg, 2. Auflage, 2014
- [Bert17] Bertsch, D. Optimierung der Werkzeug- und Prozessauslegung für das Wälzschälen von Innenverzahnungen, Dissertation, Wbk Karlsruhe, 2017
- [Beut17] Beutner, M. et.al. Stress Optimized Hard Nitride Coatings for High-performance Gear Hobbing, At: San Diego, Ordinal: BP-42, Conference: ICMCTF, 2017
- [Beye12] Beyerer, J. Puente Leon., F. Frese, C. Automatische Sichtprüfung - Grundlagen, Methoden und Praxis der Bildgewinnung und Bildauswertung, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2012
- [Blan90] Blanke, W.: Realisierung der internationalen Temperaturskala von 1990 Grundlagen der Temperaturmesstechnik. VDI-Lehrgang BW36-11-16 Technische Temperaturmessung, Stuttgart 8.-10.10.1990
- [Bouz79] Bouzakis, K.-D. Ermittlung des zeitlichen Verlaufs der Zerspankraftkomponenten beim Wälzfräsen, VDI-Z 121, 1979, Nr. 19 und VDI-Z 121, Nr. 2, 1979

-
- [Bouz81] Bouzakis, K.-D. Konzept und technologische Grundlagen zur automatisierten Erstellung optimaler Bearbeitungsdaten beim Wälzfräsen, Habilitation RWTH Aachen, 1981
- [Bouz02] Bouzakis, K.-D. et.al. Gear Hobbing Cutting Process Simulation and Tool Wear Prediction Models, In: Journal 01 Manufacturing Science and Engineering. Vol. 124, S. 42-51, 2002
- [Bouz08] Bouzakis, K.-D. Friderikos, O. Tsiafis, I. FEM-supported simulation of chip formation and flow in gear hobbing of spur and helical gears, In: CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, Volume 1, Issue 1, pp. 18–26, 2008
- [Brec15] Brecher C. Brumm, M. Krömer M. Design of Gear Hobbing Processes Using Simulations and Empirical Data, Procedia CIRP, Volume 33, pp. 484-489, 2015
- [Cao17] Cao, H. et. al. Thermal error compensation of dry hobbing machine tool considering workpiece thermal deformation In: Int J Adv Manuf Technol, Vol. 86, Iss. 5, pp. 1739-1751, 2017
- [Csel09] Cselle, T. et.al. Schneidkantenpreparation von Zerspanwerkzeugen, Schweizer Maschinenmarkt, 08/2009
- [Dama90] Damaritürk, H.S. Temperaturen und Wirkmechanismen beim Hochgeschwindigkeitsfräsen von Stahl, Technische Hochschule Darmstadt, Dissertation, Carl Hanser Verlag München Wien, Darmstadt, 1990
- [Davi07] Davies, M.A. et.al. On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes, In: CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 56, Issue 2, pp. 581-604, 2007
- [Dege09] Degner, W. Lutze, H. Smejkal, E. Spanende Formung – Theorie, Berechnung, Richtwerte, Carl Hanser Verlag München, 16. Auflage, Chemnitz, Geyer, 2009
- [Denk11] Denkena, B. Tönshoff, H.-K. Spanen-Grundlagen, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 3. Auflage, 2011
- [Denk12] Denkena, B. Ammermann, C. Niederwestberg, D. Development of a Calorimeter to Determine the Chip Heat in Drilling of C45EN, In: Key Engineering Materials Vols. 504-506, 2012
- [Dewi88] DeWitt, D.P. Nutter, G.D. Theory and Practice of Radiation Thermometry, Wiley, New York, 1988
- [Diet13] Dietrich, J. Tschätsch, H. Praxis der Umformtechnik: Umform- und Zerteilverfahren, Werkzeuge, Maschinen, Springer Vieweg, 2013
- [DIN09] N.N. Manufacturing processes chip removal — Part 3: Milling — Classification, subdivision, terms and definitions, Berlin, 2009

-
- [Din3972] N.N. DIN 3972 - Bezugsprofile von Verzahnwerkzeugen für Evolventen-Verzahnungen nach DIN 867, Ausgabedatum 1952-02
- [Dong15] Dong, X. et.al. Machinability improvement of gear hobbing via process simulation and tool wear predictions, In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Volume 86, Issue 9–12, pp 2771–2779, 2016
- [Dörr15] Dörr, Ch. et.al. Das Neungang-Automatikgetriebe 9G-Tronic von Mercedes-Benz, In: ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift, Volume 116, Issue 1, pp 40-45, 2015
- [Eise99] Eisenblätter, G. Trockenbohren mit Vollhartmetallwerkzeugen, Dissertation, RWTH Aachen, 1999
- [Eise93] Eisenstöck, R. Visualization of Algebraic Surfaces Using the Dixel Model, 9th European Workshop on Computational Geometry CG'93 pp 48-51, 1993
- [Falk12] Falk, T. A New Material for High-Speed Hobbing, In: Gear Solutions, pp. 30-37, 10/2012
- [Falk14] Falk, T. Speedcore – Der neue Industriestandard beim Wälzfräsen, In: Tooling Days Kapfenberg, 27. Juni 2014
- [Fisc70] Fischer, H. Beitrag zur Untersuchung des thermischen Verhaltens von Bohr- und Fräsmaschinen, Technische Universität Berlin, Fakultät für Maschinenbau, Dissertation, 1970
- [Fisc12] Fischer, R. et.al. Das Getriebebuch, Springer, 2012
- [Froh02] Frohmüller, R.: Entwicklung, Aufbau und Funktionserprobung von Strahlungsmesstechnik zur Messung der Temperaturen in der Wirkzone bei hochdynamischen Zerspanvorgängen, OVGU Magdeburg, Dissertation, 2002
- [Froh14] Frohmüller, R. Beutner, M. Karpuschewski, B. Köchig, M. High speed temperature measurement in gear hobbing: Part I: design, concept and physical operation mode of the infrared-camera, In: Production engineering. - Berlin : Springer, Bd. 8.2014, 1/2, S. 73-79
- [Gey05] Gey, C. Verschleißverhalten und Einsatzgebiete von AlCrN-basierten Schichtsystemen, In: Weinert, K. (Hrsg.) Spanende Fertigung, Vulkan Verlag, S. 201-2013, 2005
- [Grei13] Greiner, J. et. al. Construction Kit for Front-Transverse Automatic Transmissions with Nine Speeds, Auto Tech Review, Volume 2, Issue 5, Springer, pp 32-36, 2013,

-
- [Groß12] Großmann, K. et. al. Ermittlung des Aufteilungsverhältnisses der beim Spanen in Wärme umgesetzten Verlustleistung In: ZWF, Jahrg. 107, S. 217 – 222, 2012
- [Hans05] Hanson, A.J. et al. Visualizing Quaternions - Series in Interactive 3D Technology, Morgan-Kaufmann/Elsevier, 2005
- [Herz14] Herzhoff, S. Werkzeugverschleiß bei mehrflankiger Spanbildung, Dissertation, RWTH Aachen, 2014
- [Hipk11] Hipke, M. Wälzfräsen mit pulvermetallurgisch hergestelltem Schnellarbeitsstahl, Dissertation, Universität Magdeburg, 2011
- [Hoff70] Hoffmeister, B. Über den Verschleiß am Wälzfräser, Dissertation, RWTH Aachen, 1970
- [Immi14] Immich, P. Kretzschmann, U Weger, S. Hochleistungswälzfräsen - das richtige Werkzeugkonzept macht den Unterschied, Aktuelle Entwicklungen beim Vorverzahnen, Seminar WZL Aachen, 2014
- [Jain14] Jain, K.C., Chitale, A.K.: Textbook of production engineering, PHI Learning Private Limited, Delhi, Indien, 2. Auflage, 2014
- [Jopp77] Joppa, K. Leistungssteigerung beim Wälzfräsen mit Schnellarbeitsstahl durch Analyse, Beurteilung und Beeinflussung des Zerspanprozesses, Dissertation, RWTH Aachen, 1977
- [June05] Juneja, B.L., Sekhon, G. S., Seth, N Fundamentals of Metal cutting and machine tools, new age international limited, Neu Delhi, Indien, 2. Auflage, 2005
- [Kals08] Kalss, W. et.al. Modern coatings in high performance cutting applications, In: International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, Volume 24, Issue 5, pp. 399–404, 2006
- [Kate15] Katemann, J. Honda 10-Gang-Automatikgetriebe, In: <http://www.automotor-und-sport.de/fahrberichte/honda-10-gang-automatikgetriebe-neue-wandlerautomatik-10215883.html>, Zugriff: 17.05.2016
- [Karp12] Karpuschewski, B. Halle, T. et.al. Experimental and Numerical Determination of Cutting Forces and Temperatures in Gear Hobbing, Key Engineering Materials, Vols. 504-506, pp. 1275-1280, 2012
- [Karp14] Karpuschewski, B. et al. Trends in der Verzahnungsindustrie In: Gear Solutions Forum 01. – 03. April 2014, Keynote Vortrag, Ludwigsburg, 2014
- [Karp16a] Karpuschewski, B. Wengler, M Hartmetall-Hochleistungswälzfräsen – Hochleistungswälzfräsen mit Hartmetallwerkzeugen, Abschlussbericht IGF Vorhaben 16535BR, FVA, 2016

-
- [Karp16b] Karpuschewski, B. Verschleißeinfluss des Werkzeugprofils beim Köchig, M Wälzfräsen, Abschlussbericht IGF 17577, VDW, 2016
- [Karp15] Karpuschewski, B, Leistungspotentiale von Kühlschmierstoffen beim Beutner, M. Wälzfräsen, Vorhaben FVA Projekt 774 I, Köchig, M. IGF 18538 BG, 2015
- [Karp17a] Karpuschewski, B, Influence of the tool profile on the wear behaviour in Beutner, M. gear hobbing, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, Volume 18, Pages 128-134, 2017, Köchig, M. Härtling, C.
- [Karp17b] Karpuschewski, B, Cemented carbide tools in high speed gear hobbing Beutner, M. applications, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Köchig, M. Volume 66, Issue 1, , Pages 117-120, 2007, Wengler, M.
- [Klei08] Klein, A Spiral Bevel and Hypoid Gear Tooth Cutting with Coated Carbide Tools. Dissertation, RWTH Aachen, 2008
- [Klei03] Kleinjahns, M. Einfluss der Randzoneneigenschaften auf den Verschleiß von beschichteten Hartmetallwälzfräsern, Dissertation, RWTH Aachen, 2003
- [Kloc02] Klocke, F. Analysieren erspart das Ausprobieren. In: et.al. Maschinenmarkt. Jg. 1 08, Nr. 22, S. 76-78, 2002
- [Kloc08] Klocke, F. Fertigungsverfahren, Drehen, Fräsen, Bohren, Band 1, König, W. 8. Aufl. Springer, Berlin, 2008
- [Kloc12] Klocke, F. An Innovative Way of Designing Gear Hobbing et.al Processes, In: Gear Technology, Iss. May, S. 48-53, 2012
- [Kloc14] Klocke, F. Grundlagenseminar Zahnrad und Getriebetechnik, et. al. Apprimus Verlag, Aachen, 2014
- [Kloc15] Klocke, F. Design of Gear Hobbing Processes Using Simulations Brumm, M. and Empirical Data, In: 9th CIRP Conference on Krömer, M. Intelligent Computation in Manufacturing Engineering - CIRP ICME 2014, Procedia CIRP 33, pp.484 – 489, 2015
- [Kloc16a] Klocke, F. Online Tool Wear Measurement for Hobbing of Highly et.al Loaded Gears in Geared Turbo Fans, Procedia Manufacturing, Volume 6, Pages 9-16, ISSN 2351-9789, 2016,
- [Kloc16b] Klocke, F. Technological and Simulative Analysis of Power et.al Skiving, In: Procedia CIRP, Vol. 50, 2016, pp. 773-778
- [Kloc17] Klocke, F. Data Synchronization for Model-Based Process et.al Monitoring, Procedia Manufacturing, Volume 14, Pages 136-142, ISSN 2351-9789, 2017

-
- [Knoc98] Knoche, H.-J. Popke, . Umweltgerechte Zerspanung durch den Einsatz der Minimalschmiertechnik beim Wälzfräsen, BMBF-Forschungsbericht FKZ. 01ZE9502/0, 01.12.1995 – 30.11.1998
- [Koeh04] Koehler, W. Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess, Universität Dortmund, Institut für spanende Fertigung, Vulkan Verlag, Essen, Dissertation, 2004
- [Kohl96] Kohlrausch, F. Praktische Physik, B.G. Teubner, Stuttgart, Band 1, 1996
- [Knoc05] Knoche, H.-J. Wirtschaftliches Hochleistungswälzfräsen durch Einsatzoptimierung von PMHSS-Werkzeugen bei der Trockenbearbeitung, FVA-Forschungsvorhaben 363/1b FVA-Heft 773, AiF-Nr. 13451, 2005
- [Knöp96] Knöppel, D. Trockenbearbeitung beim Hochgeschwindigkeitswälzfräsen mit beschichteten Hartmetall-Werkzeugen Dissertation RWTH Aachen, 1996
- [Kobi01] Kobialka, C. Prozessanalyse für das Trockenwälzfräsen mit Hartmetallwerkzeugen, Dissertation, RWTH Aachen 2001
- [Kohl09] Kohlhoff, T Analysis of the forces in different regions during hobbing and their effect on distortion. Mat.-wiss. u. Werkstofftech., 40: 390–395, 2009
- [Küçü11] Küçükay, F. „Ich habe keine Angst, dass das Getriebe mit dem E-Auto verschwindet“, In: ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift, Volume 113, Issue 12, pp 922-925, 2011
- [Kueh] Kühlewein, C. Untersuchung und Optimierung des Wälzschälverfahrens mit Hilfe von 3D-FEM-Simulation: 3D-FEM Kinematik-und Spanbildungssimulation, Dissertation. 2013
- [Lahl13] Lahl, M. Hellfritzs, U. Drossel, W.-G. Stand der Forschung beim Walzen von Laufverzahnungen, Technologiemeeting bei der Fa. Profiroll, 10.-12.06.2013
- [Laus89] Lauscher, J., Drehen mit Siliciumnitrid-Schneidkeramik, Dissertation, RWTH-Aachen, 1989
- [Link10] Linke, H. Stirnradverzahnung Berechnung - Werkstoffe – Fertigung, 2. Auflage, München, Hanser, 2010,
- [Liu14] Liu, W. et.al. A Gear Cutting Predictive Model Using the Finite Element Method, In: 14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations (CIRP CMMO), Procedia CIRP 8 (2013), pp. 51 – 56, 2013
- [Lüm14] Lümke, A. et al. A New generation of PVD coatings for high performance gear hobbing In: Conference THE”A” Thessaloniki, Greece, Oct.1 -3, 2014

-
- [Mund92] Mundt, A. Modell zur rechnerischen Standzeitbestimmung bei Wälzfräsern, Dissertation, RWTH Aachen, 1992
- [Müll04] Müller B. Thermische Analyse des Zerspanens metallischer Werkstoffe bei hohen Schnittgeschwindigkeiten, RWTH Aachen, Dissertation, 2004
- [Naun13] Naunheimer H. et. al. Automotive Transmissions – Fundamentals, Selection, Design and Application, Springer, 2013
- [N.N.76] N.N. Pfauter-Wälzfräsen – Teil 1: Verfahren, Maschinen, Werkzeuge, Anwendungstechnik, Wechselräder, 2 Auflage, Springer, 1976
- [N.N.85] N.N. Maag-Taschenbuch – Berechnung und Herstellung von Verzahnungen in Theorie und Praxis, Pfäffikon, 1985
- [N.N.04] N.N. Verzahntechnik – Informationen für die Praxis, Firmenschrift Liebherr Verzahntechnik GmbH, 2004
- [N.N.13] N.N. Guide to the Measurement of Force, Published by the Institute of Measurement and Control and the National Physical Laboratory, 1998, republished 2013
- [N.N.14] N.N. LMT Fette Verzahnen – Werkzeuge und Wissen, Firmenschrift der LMT Tool System GmbH, 2014
- [N.N.15] N.N. Automotive Transmission Market by Type - Global Trends and Forecast to 2020, Study by marketsandresearch, 2015
- [N.N.16a] N.N. http://www.schweizer-fn.de/stoff/wkapazitaet/wkapazitaet_fluessigkeit.php
(Zugriff 12.01.2016)
- [N.N.16b] N.N. <http://www.kgw-isotherm.de/produkte/dewar/f.html>
(Zugriff 12.01.2016)
- [N.N.16c] N.N. <https://www.maschinewerkzeug.de/peripherie/uebersicht/artikel/sicheres-waelzfraesen-1848548.html>
(Zugriff 21.08.2018)
- [N.N.17] N.N. <http://www.thirdwavesys.com/gearmachining/>,
(Zugriff 08.08.2017)
- [Opal03] Opalla, D. Hochleistungsbohren metallischer Werkstoffe mit Wendelbohrern, Dissertation, Universität Dortmund, 2003
- [Pabs08] Pabst, R. Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung, Universität Karlsruhe, Institut für Produktionstechnik, Dissertation, 2008

-
- [Pand14] Pander, J Zehnganggetriebe von VW: Jetzt wird's zweistellig, In: <http://www.spiegel.de/auto/aktuell/zehngang-doppelkupplungsgetriebe-dsg-von-vw-a-1004314.html>, Zugriff: 17.05.2016
- [Phil10] Phillips, A.W.
et.al. 10-speed transmission, US Patent: US7722496, Bevollmächtigter: GM Global Tech. Operations, veröffentlicht: 2010
- [Rech05] Rech, J. Influence of cutting edge preparation on the wear resistance in high speed dry gear hobbing, In: Wear, Volume 261, Issues 5–6, pp. 505–512, 2006
- [Robe12] Roberts, S. Multispeed-Getriebe für Elektrofahrzeuge, In: ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift, Volume 114, Issue 4, pp 298-303, 2012
- [Sari15] Sari, D.
Löpenhaus, C.
Klocke, F. Gear finish hobbing: potentials of several cutting materials, In: Production Engineering, Volume 9, Issue 3, pp 367-376, 2015
- [Schi14] Schindler, A.
Kalss,W. Mit neuen Beschichtungen einen Zahn zulegen, Aktuelle Entwicklungen beim Vorverzahnen, Seminar WZL Aachen, 2014
- [Schi16] Schindler, A.
Kalss,W. Mit High Speed zum Erfolg – Balinit Altensa, FVA GETPRO Kongress, Würzburg, 29.-30.03.2017
- [Scho02] Schönherr, H. Spanende Fertigung, Oldenburg Verlag München Wien, Oldenburg, 2002
- [Soel18] Sölter, J.
Wirbser, H.
Frohmlüller, R. Temperature Measurements and Heat Partitioning in Machining Processes, In: Hrsg. Biermann, D. Hollmann, F. Thermal Effects in complex machining Processes, Final Report of the DFG Priority Programme 1480, Springer, 2018, pp. 5 - 22
- [Spur14] Spur, G.
et.al. Handbuch Spanen, Edition Handbuch der Fertigungstechnik, Hanser Verlag, 2014
- [Star13] Stark, S.
et. al. Heat Flux and Temperature Distribution in Gear Hobbing Operations, In Procedia CIRP, Volume 8, Pages 456-461, 2013,
- [Stuc14] Stuckenberg, A. Vermeidung von Oberflächendefekten beim Wälzfräsen, Dissertation, RWTH Aachen, 2014
- [Torr13] Torelli, C. Transmissions for Electric Vehicles, In: ATZ worldwide Volume 115, Issue 2, pp 10-13, 2013
- [Toen95] Tönshoff, K.H. Spanen – Grundlagen, Springer – Verlag Berlin Heidelberg, 1995
- [Ueda01] Ueda, T.
et. al. Temperature on flank face of cutting tool in high speed milling, Annals of the CIRP, Vol. 50, pp.37-40, 2001

-
- [Veno85] Venohr, G. Beitrag zum Einsatz von Hartmetall-Werkzeugen beim Wälzfräsen, Dissertation, RWTH Aachen, 1985
- [Vier53] Vieregge, G. Die Energieverteilung und die Temperatur bei der Zerspanung, In: Werkstatt und Betriebe 86 (1953), Heft 11, 1953
- [Vier70] Vieregge, G. Zerspanung der Eisenwerkstoffe, Verlag Stahleisen M.B.H. Düsseldorf, 2.Auflage, 1970
- [Voss17] Voss, E. Verbesserste Leistungsfähigkeit von Verzahnungswerkzeugen durch glatte PVD Beschichtungen, FVA GETPRO Kongress, Würzburg, 29.-30.03.2017
- [Warn74] Warnecke, G. Spanbildung bei metallischen Werkstoffen. München: Techn. Verlag Resch, 1974
- [Wats70] Watson, H.J. Modern Gear Production, Pergamon Press, 1970
- [Webe86] Weber, H.
Loladze, T.N. Grundlagen des Spanens, VEB Verlag Technik, 1986
- [Wink05] Winkel, O. Steigerung der Leistungsfähigkeit von Hartmetallwälzfräsern durch eine optimierte Werkzeuggestaltung, Dissertation, RWTH Aachen, 2005
- [Yang17] Yang, X.
et.al. A 3D chip geometry driven predictive method for heat-loading performance of hob tooth in high-speed dry hobbing, In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, veröffentlicht online 05.Juni 2017,
- [Zhou15] Zhou, L
et. al Process simulation model and performance analysis of high-speed dry gear hobbing based on deform 3D, China Mechanical Engineering, 26(20): 2705-2710, 2015
- [Zieg67] Ziegler, K. Untersuchungen der Hauptschnittkraft beim Wälzfräsen von Stirnrädern, Dissertation RWTH Aachen, 1967
- [Ziel02] Zielenkiewics, W.
Margas, E. Theory of Calometry, Hot Topics in Thermal Analysis and Calorimetry, Vol. 2, Springer Netherlands, 2002

Folgende im Themenbereich der vorliegenden Dissertation vom Autor betreute studentische Arbeiten sind teilweise in die Erstellung der angegebenen Kapitel eingegangen:

Name	Titel, Art, Hochschule, Jahr	Kapitel
S. Leis	Werkstückseitige und kalorimetrische Temperaturmessung beim Wälzfräsen, Masterarbeit, OvGU Magdeburg, 2016	5.1