

Analyse geometrischer Einflüsse auf die Werkzeugbelastung beim Wälzfräsen

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktoringenieur
(Dr.-Ing.)**

von Dipl.-Ing. Max Köchig

geb. am 06.01.1988 in Blankenburg (Harz)

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. B. Karpuschewski
Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Dr. h. c. Dr. h. c. F. Klocke

Promotionskolloquium am 18.01.2019

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Arbeit am Institut für Fertigungstechnik und Qualitätssicherung (IFQ) der Otto-von-Guericke Universität Magdeburg. Zusätzlich zu den Forschungsvorhaben zum Verschleißeinfluss des Werkzeugprofils und des Verzahnungsfalles beim Wälzfräsen beschäftigte ich mich während meiner Tätigkeit auch mit Fragestellungen zum Potential des Kühlschmierstoffeinsatzes beim Wälzfräsen. Für die Zusammenarbeit bei den verschiedenen Projekten möchte ich dem Verein Deutscher Werkzeugmaschinenfabriken e.V. (VDW), der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA) und den Industrievertretern innerhalb der jeweiligen projektbegleitenden Ausschüsse danken.

Mein Dank gilt weiterhin dem ehemaligen Leiter des IFQ und des Lehrstuhls Zerspantechnik, Prof. Dr.-Ing. habil. Prof. h.c. Dr. h.c. Dr. h.c. B. Karpuschewski, für das Schaffen optimaler Rahmenbedingung für Forschung und Entwicklung und die Betreuung dieser Arbeit. Ebenfalls möchte ich an dieser Stelle Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. F. Klocke für die Übernahme des Korreferats danken.

Für die gemeinschaftliche Zusammenarbeit möchte ich mich bei meinen wissenschaftlichen und nicht-wissenschaftlichen Kolleginnen und Kollegen des Instituts bzw. des Lehrstuhls bedanken. Hierbei sind insbesondere Herr Dr.-Ing. H.J. Knoche, Herr M. Beutner und Herr C. Härtling zu nennen.

Kurzfassung

Die Vielzahl moderner Getriebe, welche insbesondere in der Antriebstechnik von PKW und LKW genutzt werden, verdeutlicht die Relevanz des Zahnrades und dessen Herstellung. Anforderungen hinsichtlich Energieeffizienz und Leistungsdichte erfordern geometrie-optimierte Zahnräder. Die Fertigung dieser wird häufig mittels Wälzfräsen realisiert, welches durch seine Produktivität und Flexibilität die Weichbearbeitung von außenverzahnten Stirnrädern dominiert. Zur Bewertung des Verschleißes und der Prozesssicherheit werden dort bei hochproduktiven Bedingungen die geometrisch-kinematischen Verhältnisse relevant. Diese Zerspanungsbedingungen werden stark durch das Werkzeugprofil beeinflusst. Auf Basis von Erfahrungen ist bekannt, dass einige Werkzeugprofile besonders verschleißkritisch sind. Demgegenüber existieren ebenfalls Werkzeugprofile, welche beim Fräsen weniger schnell verschleifen. Offensichtlich führen in diesem Spannungsfeld verschiedener Geometrievarianten unterschiedliche Schnittparameter zu einem stabilen bzw. wirtschaftlich günstigen Prozess. Da allgemeingültiges Grundlagenwissen zu den Verschleißmechanismen jedoch fehlte, sollte der Einfluss des Werkzeugprofils auf Verschleißausprägungen in dieser Arbeit erstmals systematisch untersucht werden.

Im Rahmen der Arbeit wurden am Werkzeugprofil Modifikationen hinsichtlich Modul, Kopfrundungsradius, Profilwinkel, Profilhöhe und Protuberanz untersucht. Werkstückseitig wurde der Schrägungswinkel verändert. Neben der Ermittlung des Standlängen- und Verschleißverhaltens im Schlagzahn-Analogieversuch wurden ebenfalls Durchdringungs- und FEM-Simulationen durchgeführt. Aus diesen ergaben sich Erklärungsansätze für die im Experiment ermittelten Verschleißphänomene.

Neben Angaben zu wirtschaftlichen Schnittwertbereichen in Abhängigkeit vom Werkzeugprofil konnten als Ergebnis Ursache-Wirkungsketten als Leitfaden zur prozesssicheren Auslegung des Wälzfräsens aufgestellt werden. Ferner wurde ein Modell zur Anpassung der Schnittgeschwindigkeit an geometrische Belastungskenngrößen erstellt, womit neue Prozesse bzw. Verzahnungsfälle entsprechend beurteilt werden können.

Mit der Arbeit konnte ein Beitrag zur Steigerung der Produktivität und Prozesssicherheit beim Wälzfräsen geleistet werden.

Abstract

The large amount of annually manufactured gear boxes in various fields of application highlights the importance of gears and their manufacturing processes. Many of these are being applied in automobile and commercial vehicles. There, geometry optimised gears are used to meet the requirements regarding energy efficiency and power density. Most of these are manufactured by gear hobbing, which is the dominating green manufacturing technique of external spur gears due to its productivity and flexibility. Applying very productive cutting parameters in hobbing, the geometrical and kinematical relations during chip removal determine wear development and process stability. These relations are strongly determined by the tool-profile. Empirical knowledge implies that certain tool-profiles lead to critical wear behaviour. In contrast to these some tool profiles lead to very slow wear. In-between these extrema different tool-profile geometries can be matched with dedicated cutting parameters leading to stable or economically favourable processes. Due to the fact that general basic knowledge regarding wear mechanisms is missing, this work presents a systematic approach to determine the influence of the tool-profile on tool wear and tool life.

Within the work, tool profiles with different modulus, tip radius, profile angle and profile height and profiles with a protuberance were investigated. Furthermore, the workpiece helix angle was altered as well. Wear behaviour and tool life of each profile was examined using the fly tooth analogy test. Moreover, interpenetration simulations and finite element simulations were performed to explain the experimental phenomena.

As a direct result, it was possible to determine stable or economically favourable cutting parameters depending on the geometry version. Creating a guideline to set-up stable processes, cause-effect-relationships were identified. Furthermore, a model to match the cutting speed with geometrical process loads was generated. Using this model, new processes or gear geometries can be evaluated.

Generally the work contributed to increase the productivity and stability of gear hobbing processes.

Gliederung

Vorwort	II
Kurzfassung	IV
Abstract	V
Gliederung	VI
Abbildungsverzeichnis	VIII
Tabellenverzeichnis	XI
Abkürzungen und Formelzeichen	XII
1 Einleitung	1
2 Stand der Forschung und Technik	3
2.1 Ausgangssituation.....	3
2.2 Das Wälzfräsen - Verfahrenscharakteristika.....	4
2.3 Der Schlagzahn-Analogieversuch.....	7
2.4 Bezugsprofile und Begründung der Existenz unterschiedlicher Geometrievarianten	8
2.5 Werkzeugbelastung und Kenngrößen beim Wälzfräsen	10
2.6 Analyse des Spanflusses bei mehrflankiger Spanbildung.....	17
2.7 Bestehende Erkenntnisse zum Verschleißeinfluss der geometrischen Verzahnungsgrößen	19
2.8 Simulationsansätze zur Prozessbeschreibung	25
3 Eigener Beitrag zur Simulation des Verfahrens	29
3.1 Durchdringungssimulation im CAD-Programm	29
3.2 FEM-Simulation eines Zahneingriffs	31
4 Zielsetzung und Problemlösung	37
4.1 Forschungsziel.....	37
4.2 Lösungsansatz.....	37

5	Versuchsplanung	41
5.1	Technologischer Rahmen	41
5.2	Beurteilung der Versuchswerkzeuge	43
5.3	Versuchsmaschinen.....	44
5.4	Messtechnik.....	45
6	Ermittlung und Bewertung des Verschleißverhaltens	46
6.1	Voruntersuchung — Vergleich von Analogie- und Realprozess am Industriebeispiel	46
6.2	Bezugsprofilunabhängige Werkzeugbelastung	50
6.3	Verschleißeinfluss des Moduls	53
6.4	Verschleißeinfluss des Kopfrundungsradius	57
6.5	Verschleißeinfluss des Eingriffswinkels	65
6.6	Verschleißeinfluss der Tauchtiefe / Profilhöhe	72
6.7	Verschleißeinfluss einer Protuberanz	80
6.8	Verschleißeinfluss des Schrägungswinkels	89
6.9	Verschleiß am Werkzeugprofil einer Steckverzahnung (DIN5480)	95
6.10	Einfluss des Werkzeugprofils auf Oberflächendefekte	96
7	Analytischer Ansatz zur Bewertung unterschiedlicher Werkzeugprofile ..	100
7.1	Vorgehensweise	100
7.2	Neue Kenngrößen zur Belastungsmodellierung	101
7.3	Modellierung der Zielschnittgeschwindigkeit auf Basis von Belastungskenngrößen	105
7.4	Der Risiko-Leistungsfähigkeits-Index.....	106
8	Wirtschaftliche Bedeutung und innovativer Beitrag	109
9	Zusammenfassung und Ausblick	113
10	Literaturverzeichnis	117
11	Anhang	126

Abbildungsverzeichnis

Bild 2.1:	Wälzfräsen – Kinematik und Prozesscharakteristik	4
Bild 2.2:	Wälzstellungsspezifische Belastung beim Gleichlaufräsen, nach [Hoff70, Jopp77]	7
Bild 2.3:	Schlagzahn-Analogieversuch zum Wälzfräsen, nach [Sulz73]	8
Bild 2.4:	Genormtes Bezugsprofil BPIII für die Vorbearbeitung, [DIN52, N.N.13]	9
Bild 2.5:	Spanformen beim Wälzfräsen und Beispielgeometrien, nach [Hipk11]	14
Bild 2.6:	Klassen der Dreiflankenspäne [Bouz80].....	15
Bild 2.7:	Verschleißformen und -ursachen [Link10]	16
Bild 2.8:	Bestimmung der resultierenden Fließrichtung beim Drehen über Seileckverfahren [Denk11].....	17
Bild 2.9:	Spanbildung beim Kegelradfräsen [Herz13]	18
Bild 2.10:	Einflussgrößen und deren Wirkung auf die Werkzeugbelastung [Hipk11]	20
Bild 2.11:	Zusammenhang zwischen Wirkfrei-, Eingriffs- und konstruktivem Kopffreiwinkel [Stuc14]	21
Bild 2.12:	Kenngößen bei Änderung des Werkzeugeingriffswinkels [Wink05].....	22
Bild 2.13:	Durchdringungsellipsen beim Wälzfräsen, nach [N.N.76].....	24
Bild 2.14:	Fräserzahnbelastungen bei unterschiedlichen Schrägungswinkeln [Hoff70]	25
Bild 2.15:	Kennwertgenerierung über Durchdringungssimulation (Beispiele)	26
Bild 2.16:	FEM-Simulation zur Klärung von Verschleißverhalten, nach [Dong16].....	27
Bild 3.1:	Vorgehensweise und Datenfluss zur Generierung von Simulationsergebnissen	29
Bild 3.2:	Verzahnungsfräsen in Solidworks	30
Bild 3.3:	Verzahnungsfräsen in AdvantEdge	32
Bild 3.4:	Einfluss der Vernetzungsparameter auf das Simulationsergebnis.....	33
Bild 3.5:	Vergleich simulierter und realer Spangeometrien.....	34
Bild 3.6:	Spanungsgeometrien an charakteristischen Wälzstellungen	35
Bild 3.7:	Vergleich von simulierter Spanflächentemperatur und realem Kolkverschleiß	36
Bild 4.1:	Versuchsfaktoren.....	38
Bild 4.2:	Ermittlung der Zielschnittgeschwindigkeit.....	39
Bild 5.1:	Spezialwerkzeug zur Schlagzahngewinnung.....	41

Bild 5.2:	Versuchszahnräder	42
Bild 5.3:	Versuchsmaschinen	44
Bild 6.1:	Fräserausnutzung beim Industrierversuch – Modul $m_n=1,6\text{mm}$	47
Bild 6.2:	Vergleich des Verschleißbildes von Real- und Analogieprozess	48
Bild 6.3:	Verschleißspitzen im Vergleich zu stetigem Freiflächenverschleiß	49
Bild 6.4:	Einordnung des Realfräasers in den Verlauf des Schlagzahnverschleißes.....	49
Bild 6.5:	Typische Verschleißausprägungen bei unterschiedlichen Axialvorschüben	51
Bild 6.6:	Entwicklung des Kolkverschleißes bei Steigerung der Schnittgeschwindigkeit	52
Bild 6.7:	Wiederholgenauigkeit der Schlagzahnversuche.....	53
Bild 6.8:	Verschleißeinfluss des Moduls bei gleichen v_c und $h_{cu,max}$	54
Bild 6.9:	Vergleich typischer Verschleißerscheinungen unterschiedlicher Module bei Referenzbedingungen.....	55
Bild 6.10:	Moduleinfluss auf den wirtschaftlichen Schnittgeschwindigkeitsbereich.....	56
Bild 6.11:	Moduleinfluss auf Belastungskenngrößen	57
Bild 6.12:	Verschleißeinfluss des Kopfrundungsradius beim Fräsen mit großer Kopfspanungsdicke	59
Bild 6.13:	Freiflächenverschleiß bei unterschiedlichen Kopfrundungsradien.....	60
Bild 6.14:	Einfluss des Kopfrundungsradius auf die Zielschnittgeschwindigkeit $v_{c,10}$	61
Bild 6.15:	Einfluss des Kopfrundungsradius auf Belastungskenngrößen.....	62
Bild 6.16:	Kopfrundungsradiusabhängige Prozesstemperaturen aus FEM-Simulation.....	64
Bild 6.17:	Verschleißeinfluss des Eingriffswinkels bei Referenzbedingungen	66
Bild 6.18:	Einfluss des Eingriffswinkels auf die Zielschnittgeschwindigkeit $v_{c,10}$	67
Bild 6.19:	Einfluss des Profilwinkels auf die Entwicklung des Freiflächenverschleißes.....	68
Bild 6.20:	Einfluss des Eingriffswinkels auf Belastungskenngrößen	69
Bild 6.21:	Eingriffswinkelabhängige Prozesstemperaturen aus FEM-Simulation.....	70
Bild 6.22:	Verschleißeinfluss der Fräsvariante bei unterschiedlichen Profilwinkeln	71
Bild 6.23:	Verschleißeinfluss der Profilhöhe bei Referenzbedingungen	73
Bild 6.24:	Verschleißeinfluss der Profilhöhe beim Fräsen einer Geradverzahnung.....	74
Bild 6.25:	Einfluss der Profilhöhe auf die Zielschnittgeschwindigkeit $v_{c,10}$	76
Bild 6.26:	Einfluss der Profilhöhe auf Belastungskenngrößen	78

Bild 6.27:	Profilhöhenabhängige Prozesstemperaturen aus FEM-Simulation	79
Bild 6.28:	Verschleißeinfluss einer Protuberanz bei Referenzbedingungen	81
Bild 6.29:	Verschleißeinfluss einer Protuberanz beim Fräsen einer Geradverzahnung.....	82
Bild 6.30:	Einfluss der Protuberanz auf die Entwicklung der Verschleißmarkenbreite.....	83
Bild 6.31:	Einfluss einer Protuberanz auf die Zielschnittgeschwindigkeit $v_{c,10}$	84
Bild 6.32:	Einfluss einer Protuberanz auf Belastungskenngrößen	85
Bild 6.33:	Spanfluss bei einflankiger Spanabnahme	86
Bild 6.34:	Spanfluss bei mehrflankiger Spanabnahme, Spanflusskreuzwinkel ϵ	87
Bild 6.35:	Protuberanzabhängige Prozesstemperaturen aus FEM-Simulation	89
Bild 6.36:	Verschleißeinfluss des Schrägungswinkels bei Referenzbedingungen	90
Bild 6.37:	Einfluss des Schrägungswinkels auf die Zielschnittgeschwindigkeit $v_{c,10}$	91
Bild 6.38:	Einfluss des Schrägungswinkels auf Belastungskenngrößen.....	92
Bild 6.39:	Spanungsgeometrien bei unterschiedlichen Schrägungswinkeln (Durchdringungssimulation).....	93
Bild 6.40:	Schrägungswinkelabhängige Prozesstemperaturen aus FEM- Simulation.....	94
Bild 6.41:	Untersuchtes Bezugsprofil der DIN5480-Steckverzahnung.....	95
Bild 6.42:	Verschleißausprägung am Bezugsprofil der Steckverzahnung	96
Bild 6.43:	Stadien der Entstehung von Oberflächendefekten	97
Bild 6.44:	Zahnflanken unterschiedlicher Zahnhöhe.....	98
Bild 6.45:	Risikobehaftete Konstellation von Spalt und Spanvolumen.....	99
Bild 7.1:	Mögliche Vorgehensweisen zur Modellierung	100
Bild 7.2:	Maximale Spannungsdicken und deren Interaktion aus Sicht der Spanfläche.....	102
Bild 7.3:	Basis der geometrischen Belastungskenngrößen	103
Bild 7.4:	Einfluss der Kenngröße Lückenverhältnis R_L	104
Bild 7.5:	Ausgewählte Hauptwirkungsdiagramme des Modells	106
Bild 7.6:	Algorithmus zur Anwendung des Risiko-Leistungsfähigkeits-Index.....	108
Bild 8.1:	Mittlere Stückkosten bei Referenzbedingungen	110
Bild 8.2:	Mittlere und maximale Kostendifferenz durch Geometrievariation.....	111

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: Spanungsgrößen als Belastungskenngrößen.....	12
Tabelle 4.1: Referenzbedingungen	40
Tabelle 5.1: Werkzeug- und Werkstückauslegung	42
Tabelle 9.1: Zusammenfassung der Erkenntnisse	114

Abkürzungen und Formelzeichen

Abkürzung	Bedeutung
AF	auslaufende Flanke (des Werkzeugzahnes)
BP	Bezugsprofil
CAD	computer-aided design
EF	einlaufende Flanke (des Werkzeugzahnes)
FEM	Finite-Elemente-Methode
HM	Hartmetall
HSS	High-Speed-Steel (Schnellarbeitsstahl)
K	Kopfbereich (des Werkzeugzahnes)
KMU	kleine und mittelständische Unternehmen
PM	pulver-metallurgisch
PVD	Physical Vapor Deposition (Beschichtung)
VB	Verschleißmarkenbreite
VBA	Visual Basic for Applications
VR	Vollradius
WU	Werkstückumdrehung

Formelzeichen	Bedeutung	Einheit
a_d	Achsabstand	[mm]
A_s	Fläche behinderter Spannung	[mm ²]
A_u	Fläche behinderter Spannumformung	[mm ²]
b	Spanungsbreite	[mm]
b_2	Verzahnungsbreite	[mm]
d_{a0}	Außendurchmesser des Fräsers	[mm]
d_{a2}	Kopfkreisdurchmesser des Werkstücks	[mm]
f_a	Axialvorschub	[mm/WU]

Formelzeichen	Bedeutung	Einheit
h	Spanungsdicke	[mm]
h_{aP0}	Kopfhöhe des Werkzeuges	[mm]
h_{cu}	Kopfspanungsdicke	[mm]
$h_{cu,max}$	max. Kopfspanungsdicke nach Hoffmeister	[mm]
$h_{cu,max,ref}$	Referenzkopfspanungsdicke	[mm]
$h_{cu,max,SPARTApro}$	maximale Spanungsdicke nach SPARTApro	[mm]
h_{max}	maximale Spanungsdicke aller Wälzstellungen	[mm]
h_{mittel}	mittlere Spanungsdicken am Werkzeug	[mm]
h_{mvoll}	mittlere Spanungsdicke im Vollschnitt	[mm]
h_{FfP0}	Fußhöhe des Fräser-Bezugsprofils	[mm]
h_{FfP0}	Fußnutzhöhe des Fräser-Bezugsprofils	[mm]
h_P	Profilhöhe des Werkstückes	[mm]
h_{P0}	Profilhöhe des Werkzeuges	[mm]
i	Anzahl der Spannuten	
I_{RL}	Risiko-Leistungsfähigkeits-Index	
$I_{RL,appl.}$	I_{RL} eines bestehenden Wälzfräsprozesses	
$I_{RL,prog.}$	I_{RL} des zu bewertenden Prozesses	
i_{zvoll}	Zahl der Aufschläge im Vollschnitt	
KT_{max}	maximal zulässige Kolktiefe	[μ m]
$K_{Nass_Öl}$	Umrechnungsfaktor Schlagzahn- zu Realfräsen	
$K_{Trocken}$	Umrechnungsfaktor Schlagzahn- zu Realfräsen	
K_{ST}	Stückkosten zum Fertigen eines Rades	[€]
l	Spanungslänge	[mm]
l_{max}	maximale Schnittbogenlänge	[mm]
$l_{max,Hoffmeister}$	maximale Schnittbogenlänge nach Hoffmeister	[mm]
$l_{max,SPARTApro}$	maximale Schnittbogenlänge nach SPARTApro	[mm]
$l_{Schneidenpunkt,gesamt,max}$	Maximale summierte Schnittbogenlänge eines Schneidenpunktes nach SPARTApro	[mm]
l_{mvoll}	Mittlere Schnittbogenlänge im Vollschnitt	[mm]
$l_{N,min}$	Minimale Netzelementlänge in AdvantEdge	[mm]
l_{A0}	Länge des Fräserarbeitsbereiches	[mm]

Formelzeichen	Bedeutung	Einheit
l_{AZ}	Länge der Vorschneidzone	[mm]
l_{P0}	Länge der Profilausbildungszone	[mm]
L	Standlänge	[m/Zahn]
L_{real}	Standlänge eines Zahnes des Realfräasers	[m/Zahn]
L_{SZ}	Standlänge des Schlagzahnes	[m/Zahn]
m	Modul der Verzahnung	[mm]
p_{rP0}	Protuberanzbetrag	[mm]
q	Bearbeitungszugabe je Flanke	[mm]
r_a	Kopfkreisradius	[mm]
r_b	Grundkreisradius	[mm]
R_L	Belastungskenngröße: Lückenverhältnis	
R_U	Belastungskenngröße: Umformverhältnis	
s	Schichtdicke der Verschleißschuttschicht	[μ m]
s_{P0}	Zahndicke des Werkzeuges	[mm]
T	Tauchtiefe	[mm]
T_L	Term, welcher nichtlineares Verhalten beschreibt	
VB_{max}	maximal zulässige Verschleißmarkenbreite	[μ m]
VB_{real}	Verschleißmarkenbreite am Realfräserzahn	[μ m]
$VB_{real,max,mittel}$	Mittelwert der maximalen VB am Realfräserzahn	[μ m]
VB_{SZ}	Verschleißmarkenbreite am Schlagzahn	[μ m]
v_c	Schnittgeschwindigkeit	[m/min]
$v_{c,10}$	Zielschnittgeschwindigkeit für $L_{SZ} = 10$ m/Zahn	[m/min]
$v_{c,appl}$	Schnittgeschwindigkeit Referenzprozess	[m/min]
$v_{c,prog}$	zu prognostizierende Schnittgeschwindigkeit	[m/min]
$v_{c,ref}$	Referenzschnittgeschwindigkeit	[m/min]
$V_{cu,Kopf,max}$	maximales Spannungsvolumen im Kopfbereich	[mm ³]
V_{max}	maximales Spanvolumen	[mm ³]
x	Profilverschiebungsfaktor	
z_0	Gangzahl des Fräasers	
z_2	Zähnezahl des Rades	
α_{KP0}	Profilwinkel der Kopfkantenbruchflanke	[°]

Formelzeichen	Bedeutung	Einheit
α_n, α_{n2}	Normaleingriffswinkel des Werkstücks	[°]
α_{n0}, α_{P0}	Profilwinkel des Wälzfräasers	[°]
α_{prP0}	Protuberanzwinkel	[°]
β, β_2	Schrägungswinkel des Rades	[°]
γ_0	Steigungswinkel des Fräasers	[°]
Δh	Höhendifferenz	[mm]
$\Delta K_{ST,max.}$	max. Reduzierung der Stückkosten	[%]
$\Delta K_{ST,mittel}$	mittlere Reduzierung der Stückkosten	[%]
$\Delta v_{c,10}$	Verhältnis der Zielschnittgeschwindigkeiten	
ε	Spanflusskreuzwinkel	[°]
ε_α	Profilüberdeckung	
η	Schwenkwinkel (Werkzeug)	[°]
ρ_{aP0}	Kopfrundungsradius des Werkzeuges	[mm]
ρ_{fP0}	Fußrundungsradius des Werkzeuges	[mm]
φ	Drehwinkel des Werkzeuges	[°]
φ_{at}	konstruktiver Kopffreiwinkel	[°]
φ_{fx}	konstruktiver Flankenfreiwinkel	[°]
φ_{xn}	Wirkfreiwinkel	[°]
$\varphi_{xn,min}$	minimaler Wirkfreiwinkel	[°]

1 Einleitung

Der Trend zum modernen Hochleistungsgetriebe hat in der Vergangenheit in der EU nicht die Abkehr, sondern den verstärkten Einsatz von Getriebezahnrädern ergeben. Neben Anwendungen im PKW- und LKW-Getriebebereich gewinnen Zahnräder insbesondere im Bereich der Windkraftanlagen und Aero-Engines an Produktionsvolumen hinzu [Karp14]. Das Verfahren Wälzfräsen ist wegen seiner Flexibilität und seiner hohen Produktivität national und international nach wie vor das wichtigste Weichbearbeitungsverfahren zur Herstellung von außenverzahnten Stirnradverzahnungen für diese Getriebe.

Aus der wirtschaftlichen Bedeutung des Wälzfräsens resultieren umfangreiche Forschungsanstrengungen, die sich in den letzten Jahren neben der fundierten wissenschaftlichen Durchdringung und Modellierung des Verfahrens insbesondere auf den Einsatz der Trockenbearbeitung und die Steigerung der Leistungsfähigkeit der Werkzeuge und Beschichtungen konzentriert haben.

Der vorhandene Wettbewerbsdruck beim Wälzfräsen erfordert auch Produktivitätssteigerungen und Kostensenkungen. Neben der Maximierung der mechanischen Last durch hohe Axialvorschübe werden dabei auch hohe Schnittgeschwindigkeiten, insbesondere um die Potentiale der Trockenbearbeitung auszunutzen, notwendig.

Es zeigte sich, dass unter diesen extremen Bedingungen Einflüsse, welche aus der Paarungsgeometrie Werkstück/Wälzfräser resultieren, stärkere Auswirkungen auf das Verschleißverhalten haben als unter konventionellen Bedingungen. Diese Tatsache wirkte sich negativ auf die Prozessstabilität aus. Zur Bewertung des Verschleißes und der Prozesssicherheit können bei hochproduktiven Bedingungen die geometrisch-kinematischen Verhältnisse bei der Zerspanung also nicht vernachlässigt werden.

Im industriellen Umfeld werden oft modifizierte Werkzeugprofile genutzt. Dem späteren Zahnraddesign folgend sind eine Vielzahl von Bezugsprofilen für das Zahnrad und damit für das korrespondierende Werkzeug möglich. Es haben sich dabei einige Profile als besonders verschleißkritisch herausgestellt.

Die vorliegende Arbeit leistet hierbei einen Beitrag zur systematischen Erforschung und Weiterentwicklung des Prozessverständnisses im Spannungsfeld zwischen Werkzeuggeometrie, Belastungskenngrößen und Werkzeugleistungsfähigkeit.

Da allgemeingültiges Grundlagenwissen zu den Verschleißmechanismen beim Wälzfräsen fehlt, soll der Einfluss des Werkzeugprofils und daraus resultierender geometrischer Eingriffsverhältnisse auf Verschleißausprägungen erstmals

systematisch untersucht werden. Wenn die Ergebnisse in Unternehmen der Verzahnungsfertigung umgesetzt werden, sind Steigerungen der Prozesssicherheit und reduzierte Fertigungskosten zu erwarten.

2 Stand der Forschung und Technik

2.1 Ausgangssituation

Da sich die Forschung der Wechselwirkung zwischen dem Werkzeugprofil und der Werkzeugleistungsfähigkeit bisher nicht angenommen hat, liegt trotz langjähriger Erfahrungen seitens der Werkzeugmaschinen-, Werkzeug- und Getriebehersteller bis heute kein verlässliches Grundlagenwissen vor. Insbesondere in kleinen und mittelständischen Unternehmen (KMU) der Verzahnungsfertigung werden Prozesse mit unterschiedlichen Werkzeug- und Werkstückgeometrien empirisch optimiert oder von Dritten ausgelegt, da eine technologisch begründete Datenbasis zur Schnittwertauswahl nicht vorliegt. Somit sind fundierte qualitative Aussagen hinsichtlich des Verschleißeinflusses des Wälzfräserbezugsprofils kaum möglich. Da diese jedoch die Basis für wirtschaftliche Schnittwertempfehlungen oder verlässliche Standlängenaussagen bilden, besteht hier dringender Wissensbedarf.

Insbesondere den KMU, als Getriebehersteller, Zulieferer und als Lohnverzahner, sollen für die fundierte Berücksichtigung der vorhandenen Variantenvielfalt von Zahnrad- bzw. daraus resultierend von Werkzeugprofilen bei der Auslegung ihrer technologischen Prozesse Unterstützung gegeben werden.

Den Maschinen- bzw. Werkzeugherstellern sowie den Anwendern soll eine fundierte Wissensbasis zur Verfügung gestellt werden, die es ihnen einerseits erlaubt, verschleißkritische Verzahnungsfälle bereits im Vorfeld zu identifizieren, andererseits aber auch für diese Verzahnungsfälle geeignete Schnittwertempfehlungen zu geben.

Innerhalb der Arbeit soll der aktuelle und zukunftssträchtige Stand der Technik abgebildet werden. Diese technologischen Randbedingungen sind in erster Linie die Trockenbearbeitung, der Einsatz progressiver technologischer Arbeitswerte und die Verwendung von PM-HSS-Werkzeugen mit einer Hochleistungsschicht. Ferner werden analytische und simulative Belastungskenngrößen diskutiert und die charakteristischen Stellgrößen des Wälzfräsens betrachtet.

Im Umfeld von Entwicklungen zur „Industrie 4.0“ rücken neben der Datenerfassung, Datensteuerung und Datenrückgabe an Maschinen auch Prozesssimulationen zur Vorhersage und Kompensierung von Werkzeugbelastungen und Verschleißerscheinungen in den Vordergrund. Auch dieser Aspekt bildet eine wichtige Säule zur Ergebnissicherung innerhalb der Arbeit.

2.2 Das Wälzfräsen - Verfahrenscharakteristika

Das Wälzfräsen ist eine Sonderform des Drehfräsens [Karp17a], welches hauptsächlich zum Vorverzahnen von außenverzahnten Zylinderrädern und -wellen genutzt wird [Baus06]. Ferner sind Anwendungsmöglichkeiten im Bereich der Weichfeinbearbeitung per Fertigwälzfräsen [Sari16] und im Bereich der Hartfeinbearbeitung per Schälwälzfräsen [Karp17b] vorhanden.

Zur Verdeutlichung des Verfahrens zeigt Bild 2.1 die wesentlichen Prozessachsen und eine typische Anordnung von Werkzeug und Werkstück. Außerdem werden im Bild die charakteristische Geometrieerzeugung und die korrelierende Werkstückoberflächenstruktur skizziert.



Bild 2.1: Wälzfräsen – Kinematik und Prozesscharakteristik

Der Wälzfräser ergibt sich geometrisch aus der Überlagerung einer Hüllspirale und gleichförmig verteilten Nuten auf einem zylindrischen Werkzeuggrundkörper. Um schneidfähige Fräserzähne mit einem bestimmten konstruktiven Kopf- und Flankenfreiwinkel zu erhalten, wird fertigungsseitig bei Monoblockwerkzeugen jeder einzelne entstehende Zahn hinterschleift [Baus06, Wats70].

In Abhängigkeit von dem zu erzeugenden Werkstückschrägungswinkel β und dem Fräsersteigungswinkel γ_0 ergibt sich zwischen der Werkstück- und Fräserachse ein Schwenkwinkel η . Hinsichtlich Prozessführung und Erzeugungsprinzip ist das Wälzfräsen der Gruppe kontinuierlicher, wälzender Verfahren zuzuordnen.

Entsprechend seiner Analogie zum Schneckengetriebe führen beim Wälzfräsen das Werkzeug und das Werkstück gekoppelte, kontinuierliche Rotationsbewegungen aus. Die Eingangsgrößen für die gekoppelte Bewegung sind hierbei die Zähnezahl des Werkstücks z_2 und die Gangzahl z_0 des Fräasers. In den folgenden Absätzen soll die Kinematik beim Axialwälzfräsen beschrieben werden, da dieses Verfahren in der Forschungsarbeit angewendet wurde [N.N.76].

Zum Fräsen einer Verzahnung wird zunächst über die Zustellachse das Werkzeug radial zum Werkstück bewegt, um eine bestimmte Tauchtiefe zu realisieren. Das kann im Luftschnitt oder je nach Anschnittverfahren bereits mit Materialkontakt passieren. Anschließend vollführt der Fräser eine axiale Vorschubbewegung entlang der Werkstückachse, um die Verzahnung über die gewünschte Werkstückbreite zu erzeugen. Je nach Vorschuborientierung ist hierbei sowohl das Fräsen im Gleichlauf als auch das Fräsen im Gegenlauf möglich [Kloc08]. Nach Beendigung des Fräsvorganges ist ein weiterer Schnitt oder ein Werkstückwechsel möglich. Normalerweise wird der Wälzfräser zwischen dem Fräsen zweier Werkstücke tangential gegenüber dem Werkstück versetzt, sodass ein anderer Bereich des Fräasers mit dem Werkstück in Eingriff kommt. Durch dieses Shiften wird die thermische und mechanische Belastung gleichmäßig auf alle Fräserzähne verteilt. Im Detail existieren unterschiedliche Shiftstrategien, welche je nach Prozess und geometrischen Verhältnissen ausgelegt werden [N.N.76].

Um das Wälzfräsen als generatives wälzendes Verfahren zu beschreiben soll des Weiteren auf die Art und Weise der Geometrieerzeugung eingegangen werden. Generell können mit dem Verfahren Wälzfräsen nicht nur Evolventenverzahnungen, sondern je nach Werkzeugprofil eine Vielzahl von unterschiedlichen Geometrien erzeugt werden [N.N.13]. Die Ausbildung der Werkstückgeometrie erfolgt dabei durch Überlagerung von Werkzeugprofil und Prozesskinematik. Durch die Rotation des Werkstücks und den axialen Versatz der einzelnen Fräserzähne auf der Fräserhelix besitzt jeder Fräserzahn eine andere Relativposition (Wälzstellung) gegenüber dem Werkstück. Die unterschiedlichen Wälzstellungen bewegen sich

dabei auf einer Trochoidenbahn (Bild 2.1 unten), welche mathematisch durch das Abwälzen zweier Kreise aufeinander entsteht [N.N.14a]. Durch die Überlagerung der Schneideneingriffe wird am Werkstück die Profilgeometrie durch Hüllschnitte angenähert. Ferner ergeben sich durch den kontinuierlichen Axialvorschub bei rotierendem Werkstück entsprechende Vorschubmarkierungen. In jeder der Wälzstellungen wird ein Span erzeugt, welcher sich in Größe und Gestalt von allen anderen unterscheidet [Jopp77]. Daraus folgen z.B. Variationen hinsichtlich Spanvolumina und Fräserzahnbelastungen. Beispielsweise wird beim Gleichlaufräsen im Bereich der ersten Wälzstellungen besonders viel Material zerspant. Man spricht in diesem Schruppbereich von der Vorschneidzone. Symmetrisch um die Maschinenmitte, an der auch die Wälzstellung mit dem Wert „0“ liegt, befindet sich die Profilierungszone. Hier wird das evolventische Zahnprofil schlichtend angenähert [Hoff70]. Die Güte der Annäherung der Hüllkurve an die ideale Sollkontur hängt dabei von der Anzahl der zur Verfügung stehenden Fräserzähne ab, welche durch die Anzahl der Nuten und die Gangzahl beeinflusst wird [N.N.13]. Die Hüllschnittabweichung und die Höhe der Vorschubmarkierungen stellen beim Wälzfräsen Prozessgrenzen dar, da Sie die Leistungsfähigkeit nachgeschalteter Hartfeinbearbeitungsprozesse beeinflussen [Karp08, Weng17].

Aus den unterschiedlichen Spanbedingungen ergibt sich über alle Wälzstellungen beim Fräsen eines Werkstücks damit für jeden Wälzfräserzahn eine andere Belastungsausprägung, welche in Bild 2.2 qualitativ dargestellt ist.

Im industriellen Umfeld werden hauptsächlich Wälzfräser aus pulvermetallurgisch hergestelltem Schnellarbeitsstahl (PM-HSS) [Klei03, Hipk11, Karp12] oder Hartmetall genutzt [Karp17c, Weng17, Wink05]. Außerdem gibt es mit einer Eisen-Cobalt-Molybdän-Legierung einen weiteren Schneidstoff, der hinsichtlich seiner mechanischen Eigenschaften zwischen PM-HSS und Hartmetall angesiedelt ist [Falk14]. Um die Werkzeugleistungsfähigkeit und somit die Produktivität und Prozesssicherheit zu steigern, gibt es ständige Weiterentwicklungen im Bereich der Verschleißschutzbeschichtungen [Beut17, Gey05, Lümck14, Pase16, Schi14, Schi17, Voss17]. Der aktuelle Stand der Technik sind hierbei PVD-Schichten auf Al-Cr-Basis. Diese Schichten erreichen die Schutzwirkung insbesondere mittels einer höheren Oxidationsbeständigkeit durch die Ausbildung von Passivschichten ((Cr,Al)-Oxynitridschichten) [Bobz06].

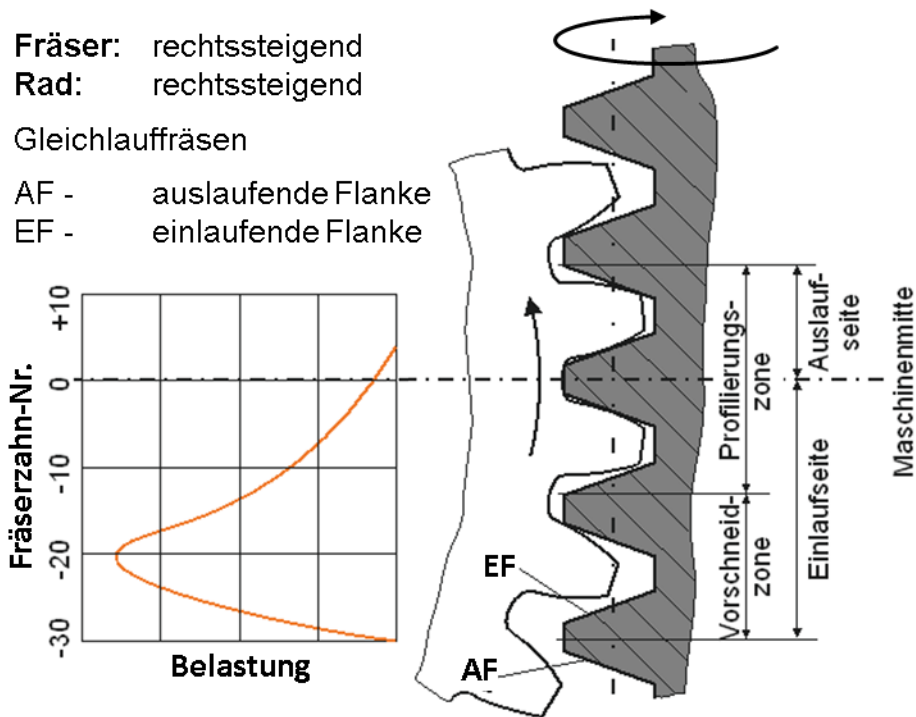


Bild 2.2: Wälzstellungsspezifische Belastung beim Gleichlaufräsen, nach [Hoff70, Jopp77]

Die gesteigerte Oxidationsbeständigkeit ist insbesondere bei der Trockenbearbeitung unabdingbar, welche durch gesteigerte Prozesstemperaturen gekennzeichnet ist. Gegenüber der Nassbearbeitung bietet diese den Vorteil, dass tendenziell höhere Schnittgeschwindigkeiten realisierbar sind und dass negative Aspekte wie die Kühlschmierstoffentsorgung, Aerosolbildung und Umweltkontamination entfallen. Demgegenüber ist die Nassbearbeitung durch eine bessere Späneabfuhr und eine bessere Prozessstabilität gekennzeichnet [Broe95, Köch17a, Köch17b].

2.3 Der Schlagzahn-Analogieversuch

Zur Reduzierung der Versuchszeit und des benötigten Versuchsmaterials werden Verschleißuntersuchungen beim Wälzfräsen hauptsächlich mittels eines Analogieversuchs durchgeführt [Sulz73]. Anders als beim Wälzfräsen kommt dabei nur ein Fräserzahn zum Einsatz. Dieser Schlagzahn wird kontinuierlich tangential am Werkstück verschoben. Durch sukzessive Wiederholung dieser Kinematik in axialvorschub-entsprechenden Abständen wird die Verzahnung über die gesamte Radbreite erzeugt. Die Kinematik des Schlagzahnprozesses wird in Bild 2.3 verdeutlicht.



f_a - Axialvorschub:

entspricht Vorschub aus Realprozess

f_t - Tangentialvorschub:

entspricht axialem Abstand zweier aufeinanderfolgender Zähne auf der Hüllspirale des Wälzfräasers

Bild 2.3: Schlagzahn-Analogieversuch zum Wälzfräsen, nach [Sulz73]

Bei der Tangentialbewegung nimmt der Schlagzahn nacheinander sämtliche an der Bearbeitung beteiligten Wälzstellungen ein und vereint damit die Werkzeugbelastung und Verschleißerscheinungen eines verschifteten realen Wälzfräserzahnes. Anders als beim realen Wälzfräsen kommt es beim Schlagzahnfräsen nicht oder nur in geringerem Maße zu Spanklemmern und zum Wiedereinzug von Spänen, sodass die Standlängen pro Zahn gegenüber dem Realprozess im Regelfall erhöht sind.

2.4 Bezugsprofile und Begründung der Existenz unterschiedlicher Geometrievarianten

Ausgehend von der Bearbeitungsaufgabe sind Wälzfräser-Bezugsprofile für das Fertig- oder Vorfräsen von Verzahnungen z.B. in der DIN3972 genormt [DIN52]. Bild 2.4 zeigt dazu das Bezugsprofil III zur Vorbearbeitung von Evolventenzahnradern zum Schleifen oder Schaben.

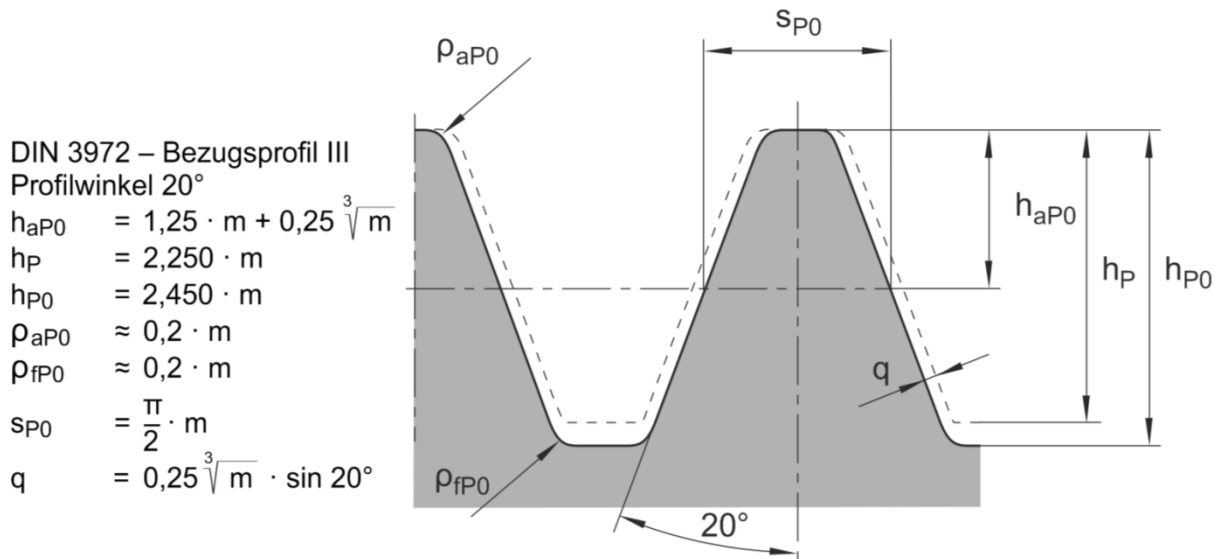


Bild 2.4: Genormtes Bezugsprofil BPIII für die Vorbearbeitung, [DIN52, N.N.13]

Der Forschungsmotivation entsprechend werden diese genormten Bezugsprofile in der Praxis teils stark modifiziert, um funktionsoptimierte Werkstückgeometrien zu erzeugen. In diesem Kapitel soll daher auf die Wirkung der einzelnen Geometriebestimmungsgrößen auf den Anwendungsfall eingegangen werden. Die Rahmenbedingungen für das geforderte Werkstückprofil ergeben sich primär aus dem zu realisierenden Achsabstand, Übersetzungsverhältnis, maximal übertragbaren Moment aber auch aus Anforderungen hinsichtlich Geräuschemissionen.

So hat z.B. der Eingriffswinkel zusammen mit der Zahnkopfhöhe einen Einfluss auf die Mindestzähnezahl, auch Grenzzähnezahl genannt, bei deren Unterschreitung es zu Unterschnitt und damit Zahnfußschwächung kommt. Bei Vergrößerung des Kopfrundungsradius wird ebenfalls ein positiver Effekt hin zu kleineren Grenzzähnezahlen erreicht [Habe01].

Um Unterschnitte auch unterhalb der Grenzzähnezahl zu vermeiden muss eine Profilverchiebung in positiver Richtung vorgenommen werden. Daneben werden Profilverchiebungen ebenfalls genutzt, um vorgegebene Achsabstände zu realisieren, um die Tragfähigkeit des Zahnes zu erhöhen oder um günstigere Gleit- und Verschleißverhältnisse zu erhalten. Durch negative Profilverchiebungen oder generell größere Zahnkopfhöhen vergrößert sich die Differenz zwischen Kopfkreis- und Grundkreisdurchmesser [Habe01]. Für Außenverzahnungen ohne Profilverchiebung ergeben sich durch größere Zahnkopfhöhen nach Gleichung (2.1) größere Profilüberdeckungen ε_α [Boeg07], welche einen Ansatz zur Geräuschminimierung liefern.

$$\varepsilon_\alpha = \frac{\sqrt{r_{a1}^2 - r_{b1}^2} + \sqrt{r_{a2}^2 - r_{b2}^2} - a_d \sin \alpha_n}{\pi \cdot m \cdot \cos \alpha_n} \quad (2.1)$$

Neben der Profilüberdeckung reduziert auch die geringere Einzelsteifigkeit der Zähne den Eingriffsstoß. Es muss beachtet werden, dass die hohen und schlanken Zähne insbesondere bei kleinen Eingriffswinkeln eine erhöhte Bruchempfindlichkeit besitzen [Baus06].

Der Eingriffswinkel bestimmt generell die Zahnfußdicke und damit die Zahnfußdauerfestigkeit [Baus06]. Allerdings wird aus Gleichung (2.1) auch ersichtlich, dass mit größer werdenden Eingriffswinkeln die Profilüberdeckung auf Grund abnehmender Eingriffsstrecken kleiner wird.

Die Gesamtüberdeckung setzt sich aus der zuvor angesprochenen Profilüberdeckung und aus der Sprungüberdeckung zusammen. Die Sprungüberdeckung wird durch Zahnbreite, Schrägungswinkel und Normalmodul bestimmt. Auf Kosten der Zahnfußtragfähigkeit kann bei konstanter Radbreite der Normalmodul reduziert und gleichzeitig der Schrägungswinkel gesteigert werden, um die Sprungüberdeckung zu erhöhen. Ein erhöhter Schrägungswinkel führt wiederum zu größeren Axialkräften [Baus06].

Neben dem Einfluss auf den Unterschnitt bzw. die Grenzzähnezahl hat der Kopfrundungsradius am Werkzeugprofil über die generierte Größe der Fußrundung am Werkstück Einfluss auf die Fußformhöhe [Kobi01]. Diese muss groß genug sein, um das gewünschte Lastbild in Verbindung mit dem Gegenrad zu realisieren.

Im Gegensatz zu den funktionsbestimmenden Geometriegrößen im Bezugsprofil besitzt eine Protuberanz einen fertigungstechnischen Hintergrund. Protuberanzfräser erzeugen auf Grund des breiteren Zahnkopfes des Fräserzahnes einen gezielten Unterschnitt am Werkstückzahn. Bei nachgeschaltetem Schab- oder Schleifprozess wird der Zahngrund nicht mitbearbeitet und Material auf der Flanke bis auf den Grund des Unterschnittes zerspannt. Auf diese Art und Weise werden festigkeitsmindernde Kerben durch Schleifstufen vermieden [Jopp77, Lieb03].

2.5 Werkzeugbelastung und Kenngrößen beim Wälzfräsen

Wälzfräsen ist verfahrenskinematisch, wie alle anderen Fräsverfahren auch, durch einen unterbrochenen Schnitt gekennzeichnet. Durch kontinuierliche Eintritts- und Austrittsphasen kommt es zu einer hohen Zahl von Lastwechseln und Stößen. Charakteristisch ist dabei, dass beim Wälzfräsen bei einer Werkzeugumdrehung der Anteil der Zeit, in der ein Werkzeugzahn sich im Eingriff mit zu zerspanendem Material befindet, gegenüber der Gesamtzeit inklusive der Zeit ohne Materialkontakt sehr klein ist. Der Anteil beträgt nur ca. 3 bis 4%. Durch den langen Luftweg kühlen sich die Werkzeugschneiden wieder ab und werden beim nächsten Eingriff erneut einer Wärmebelastung ausgesetzt [Klei03].

Zur Beschreibung der Belastungssituation bei der Spanabnahme an einer Wälzstellung können zunächst qualitativ die Spangestalt und quantitativ Spannungskenngrößen herangezogen werden.

Bei kinematisch einfachen Verfahren definieren die Größen Spannungsbreite b , Spannungsdicke h_{cu} und Spannungslänge l den Spanvorgang.

Beim Wälzfräsen können diese eindimensionalen Größen nicht ohne weiteres genutzt werden. Bei jeder Wälzstellung bzw. bei jedem Span sind unterschiedliche Bereiche der Schneidkante an der Zerspanung beteiligt. Zudem variiert die Spannungsdicke und Spannungslänge [Opit69] nicht nur über der Schneidkante, sondern auch über dem Schnittbogen [Mund92].

Für das Wälzfräsen haben sich in der Vergangenheit die Größen Spannungsdicke h , als Kenngröße für die mechanische Last und Schnittbogenlänge l , als Referenz thermischer Last, bewährt. Tabelle 2.1 gibt dazu einen Überblick über mögliche Anwendungen dieser Spanungsgrößen.

Neben den Darstellungen in der Tabelle können die einzelnen Spanungsgrößen noch untereinander mathematisch kombiniert und auf Größen des Werkzeugs bezogen werden [Hipk11, Mund92]. So entstehen z.B. zweidimensionale Kenngrößen (Flächen).

Die Schnittbogenlänge ist ein Maß für die Kontaktdauer eines Punktes der Werkzeugschneide mit dem Werkstückwerkstoff. Neben der Schnittgeschwindigkeit wird durch sie das Aufheizen der Schneidkante maßgeblich beeinflusst [Hipk11]. Durch die geleistete Reibungsarbeit und über die mögliche Einwirkzeit der Temperatur wirkt sich die Schnittbogenlänge in zweierlei Hinsicht negativ auf den Werkzeugverschleiß aus [Mund92].

Die maximale Schnittbogenlänge kann analytisch über eine empirisch ermittelte Gleichung nach Hoffmeister angenähert werden. Es gehen dabei lediglich die geometrischen Größen Schrägungswinkel β , Fräseraußendurchmesser d_{a0} , Spannutenzahl i und die Prozessparameter Axialvorschub f_a und Tauchtiefe T ein [Hoff70]. Informationen zur Lage hinsichtlich Abwicklungspunkt der Schneide und Wälzstellung liefert die analytische Methode allerdings nicht. Detailliertere Zuordnungen von Spaninkrementen zu Schneidkantenabschnitten sind über Simulationsrechnungen möglich, siehe Kapitel 2.8.

Tabelle 2.1: Spanungsgrößen als Belastungskenngrößen

Größen hinsichtlich Spannungslänge l	
- Schnittbogenlänge an einem Abwicklungspunkt der Schneidkante bei einer Wälzstellung	$l_{s,WS}$
- maximale Schnittbogenlänge bei einer Wälzstellung	$l_{WS,max}$
- summierte Schnittbogenlänge an einem Abwicklungspunkt über alle Wälzstellungen	$l_{s,sum}$
- maximale Schnittbogenlänge über alle Wälzstellungen	l_{max}
- mittlere Schnittbogenlängen über Abwicklungspunkte und Wälzstellungen	l_{mittel}
Größen hinsichtlich Spannungsdicke h	
- Spannungsdicke an einem Abwicklungspunkt der Schneidkante bei einer Wälzstellung bei einem bestimmten Schnittwinkel	$h_{s,WS \varphi}$
- maximale/mittlere Spannungsdicken an einem Abwicklungspunkt bei einer Wälzstellung über den gesamten Schnittbogen	$h_{s,WS,max}$ $h_{s,WS,mittel}$
- maximale/mittlere Spannungsdicke an einem Abwicklungspunkt über alle Wälzstellungen	$h_{s,max}$ $h_{s,mittel}$
- maximale Spannungsdicke bei einer Wälzstellung	$h_{WS,max}$
- mittlere Spannungsdicke bei einer Wälzstellung	$h_{WS,mittel}$
- maximale Spannungsdicke aller Wälzstellungen	h_{max}
- mittlere Spannungsdicke über Abwicklungspunkte und Wälzstellungen	h_{mittel}

Auf der anderen Seite beeinflusst die Spannungsdicke mit einer mit ihr steigenden Scherarbeitzunahme ebenfalls den Werkzeugverschleiß. Durch eine größer werdende Kontaktfläche nimmt außerdem die Reibarbeit auf der Spanfläche zu, was zu einer Zunahme der Temperatur führt [Mund92, Herz03].

Das Maximum der Temperatur entfernt sich mit steigenden Kopfspannungsdicken von der Schneidkante. Es kommt verstärkt zu Kolkbildung, wobei der Kolkmittenabstand zur Schneidkante sich ebenfalls mit steigender Spannungsdicke vergrößert. Kleinere Spannungsdicken führen eher zu einem von der Schneidkante her ausgehendem Abtragen der Spanfläche [Herz03, Mund92, Weng17].

Neben zu großen Spannungsdicken können auch zu kleine Spannungsdicken kritisch für das Verschleißverhalten sein. In Abhängigkeit vom Schneidkantenradius sind Mindestspannungsdicken notwendig. Werden diese unterschritten, so kann es zu verstärkter elasto-plastischer Verformung und zur Staupunktbildung an der Schneidkante kommen [Gutm88, Kloc00]. Die Spantemperaturen steigen in diesem

Fall stark an und bewirken eine Verringerung der Standzeit [Herz03, Mund99, Scha02]. Es wird außerdem vermutet, dass zu kleine Spannungsdicken Pressverschweißungen begünstigen [Sulz94].

Ebenso wie die Schnittbogenlängen lassen sich auch Kopfspannungsdicken für verschiedene Wälzstellungen und Abwicklungspunkte mit Durchdringungssimulationen ermitteln [Kloc00]. In der Praxis wird als Auslegungskennwert auf die analytisch angenäherte Kopfspannungsdicke nach Hoffmeister zurückgegriffen [Hoff70]. Nach Vorgabe einer maximalen Kopfspannungsdicke kann über Gleichung (2.2) damit der axiale Vorschub und umgekehrt aus einem vorgegebenem Axialvorschub die resultierende Kopfspannungsdicke bestimmt werden.

Da durch Hoffmeister nur Verzahnungen im Modulbereich zwischen $m_n = 1$ mm bis 4 mm untersucht und Verzahnungsgrößen wie z.B. Profilwinkel und Radien nicht berücksichtigt wurden, kann es bei bestimmten Verzahnungsfällen zu Fehlinterpretationen kommen [Kroe14].

$$h_{cu,max} = 4,9 \cdot m_n \cdot z_2^{(9,25 \cdot 10^{-3} \cdot \beta_2 - 0,542)} \cdot e^{-0,015 \cdot \beta_2} \cdot e^{-0,015 \cdot x} \cdot \left(\frac{d_{a0}}{2 \cdot m_n}\right)^{-8,25 \cdot 10^{-3} \cdot \beta_2 - 0,225} \cdot \left(\frac{i}{z_0}\right)^{-0,877} \cdot \left(\frac{f_a}{m_n}\right)^{0,511} \cdot \left(\frac{T}{m_n}\right)^{0,319} \quad (2.2)$$

Ein Maß für die mechanische und thermische Wechselbelastung der Fräserzähne ist die Anzahl an Schnitteingriffen pro Fräserzahn und Werkstück. Da Schnittbogenlängen und Spannungsdicken sich von Wälzstellung zu Wälzstellung unterschiedlich über die Fräserzahnschneidkante verteilen, unterliegen manche Abwicklungspunkte des Zahnes mehr Schnitteingriffen als andere [Mund92]. Auch hier liefern Durchdringungssimulationen tiefergehende Ergebnisse [Hipk11].

In Experimenten zeigte sich, dass je nach Rahmenbedingungen der Spanflächenbereich an dem die längsten Späne abgenommen werden oder der Bereich an dem die meisten Späne abgenommen werden verschleißkritisch ist [Scha06].

Neben den Schnittbogenlängen und Spannungsdicken hat die Spangestalt, welche aus der Verteilung der beiden Spanungsgrößen über der Schneidkante resultiert, eine große Bedeutung hinsichtlich der Verschleißentwicklung [Jopp77]. Aus den unterschiedlichen Spangeometrien folgen spezifische Schneidkantenbelastungen, welche bei kritischen Wälzstellungen zu einer Schneidkantenüberlastung führen können und somit die Fräserstandzeit reduzieren [Kloc00].

Hinsichtlich der Volumenverteilung der Späne über die beiden Flanken und den Kopf

lassen sich die beim Wälzfräsen auftretenden Späne in die in Bild 2.5 dargestellten Formen Einflanken-, Zweiflanken- und Dreiflankenspäne unterteilen [Hipk11].

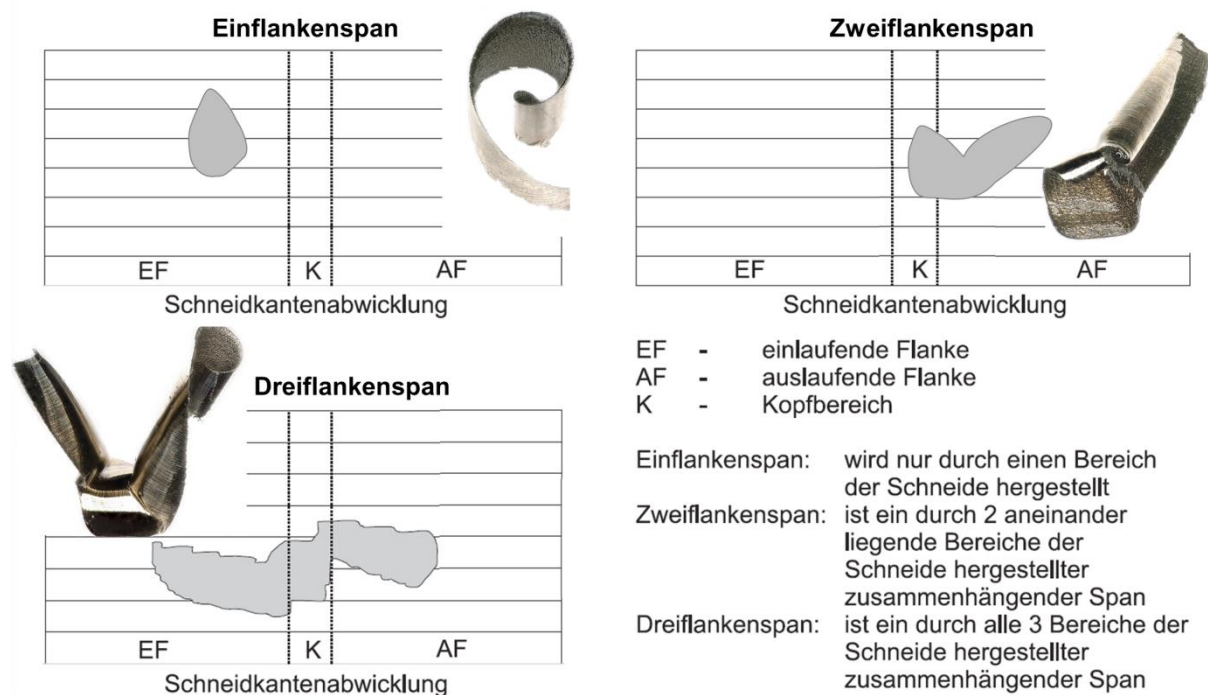


Bild 2.5: Spanformen beim Wälzfräsen und Beispielgeometrien, nach [Hipk11]

Sobald Material auf einer Flanke und am Kopf gleichzeitig zerspant wird und der Übergang an der anderen Kopfrundung sich ebenfalls im Eingriff befindet, kann es zu Spanablaufbehinderungen kommen [Bouz80]. Hierbei läuft Material aus verschiedenen Richtungen über die Spanfläche ab und wird gestaucht. Die Kraft, die der Span auf die Spanfläche ausübt, wird dabei gesteigert und führt zu einer Temperaturerhöhung [Hipk11, Scha05].

Als besonders kritisch werden Dreiflankenspäne bewertet, weil Material aus drei Richtungen auf die Spanfläche strömt. Bouzakis unterteilte diese Dreiflankenspäne nach Intensität der Behinderung in die in Bild 2.6 gezeigten Spanungsgruppen, wobei er als Kenngröße die Behinderung über den Schnittweg untersuchte [Bouz80].

Zusätzlich zur theoretischen Betrachtung der Intensität der Behinderung konnte im Experiment gezeigt werden, dass sich die Bewertung der Spanform mit dem Auftreten von Freiflächenverschleiß deckt [Anto10].

Am verschleißkritischsten wird die Spanungsgruppe I bewertet. Hierbei sind beim Spanungsbeginn am Kopf bereits zwei Flankenspäne ausgebildet. Der Fall, bei dem nur ein Flanke-zu-Kopf-Übergang beteiligt ist, wird als unkritisch hinsichtlich der Behinderung eingestuft [Bouz80].

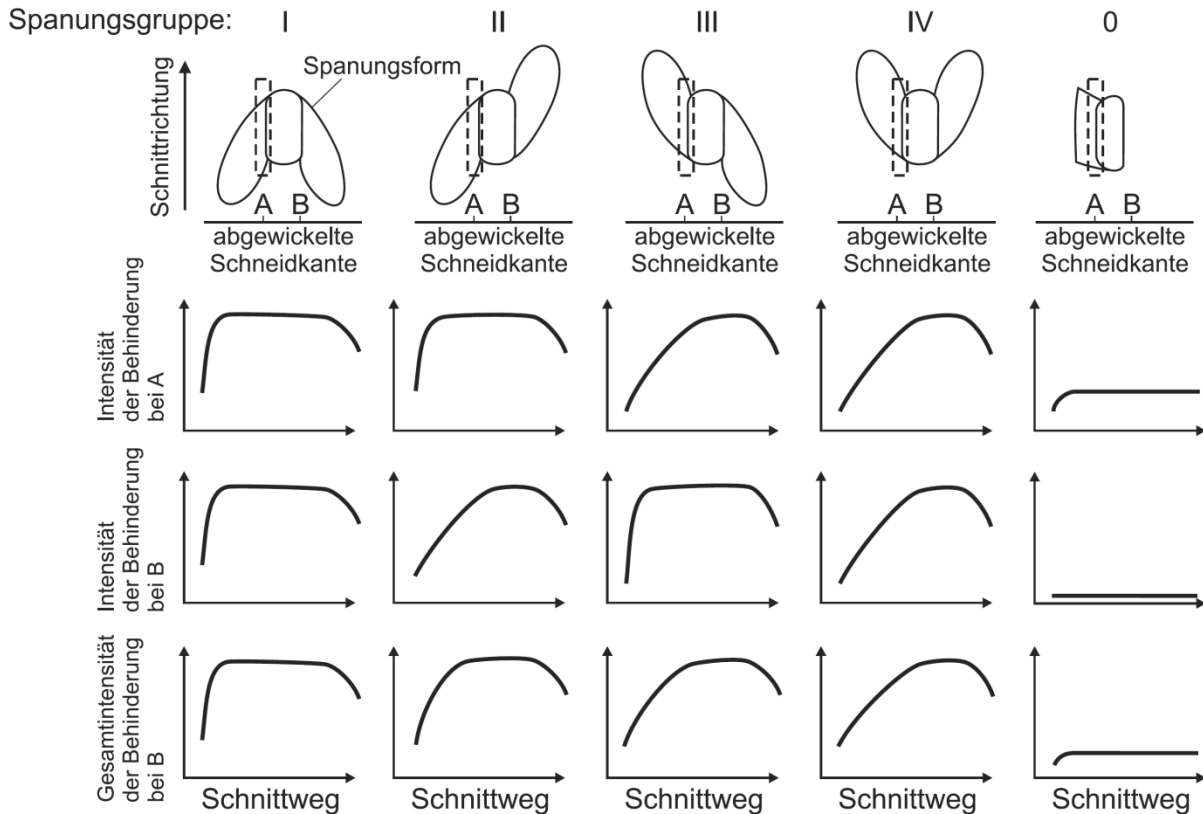


Bild 2.6: Klassen der Dreiflankenspäne [Bouz80]

Nach der Betrachtung von Spanungsgrößen und Gestalteinteilungen soll in den nächsten Absätzen auf die daraus folgenden Belastungen eingegangen werden.

Hierbei sind insbesondere im Prozess auftretende Temperaturen und Prozesskräfte zu nennen. Da sich beim Wälzfräsen sowohl das Werkzeug als auch das Werkstück drehen und zudem mehrere Fräserzähne simultan im Eingriff sind, ist die messtechnische Annäherung zur Bestimmung von Kräften und Temperaturen beim einzelnen Spaneingriff schwierig [Dawe99].

Die Gesamtzerspankraft aller im Eingriff befindlichen Schneiden wird z.B. zur Auslegung von Maschinenteilen oder der Beurteilung von Bauteilverzügen genutzt [Kohl09]. Demgegenüber sind Kräfte am Einzelzahn eher für die Prozessauslegung wichtig [Webe10]. So kann über die Zuordnung von Kräften z.B. eine Aussage zum Werkzeugverschleiß gemacht werden. Wenn die Erfassung über eine Kraftmessplattform nicht möglich ist, kann z.B. über Maschinensignale wie den momentenbildenden Motorstrom der Werkzeugspindel ein Rückschluss auf den Verschleißzustand des Gesamtfräasers gezogen werden [N.N.18a]. Einen großen Einfluss auf die Zerspankräfte beim Wälzfräsen hat neben dem Werkstückmaterial auch die Spanungsdicke [Stuc08]. Um Kräfte einer individuellen Spanabnahme ermitteln zu können, muss auf Analogieprozesse zurückgegriffen werden [Beut13].

Beim Zerspanen wird ein Großteil der eingebrachten Energie durch z.B.

Reibvorgänge in Wärme umgewandelt. Die Folge davon ist ein Temperaturanstieg welcher über die Kontaktflächen das Werkstück, den Span und das Werkzeug betrifft [Herz13]. Ein Großteil der Wärme wird über den Span abgeführt. Trotzdem werden ca. 20% der Wärme in das Werkzeug geleitet [Kloc08]. Hinsichtlich auftretender Spanflächentemperaturen besitzt die Schnittgeschwindigkeit einen großen Einfluss. Gesteigerte Schnittgeschwindigkeiten reduzieren die Zeit, die zur Ableitung der Reibwärme zwischen Spanfläche und Spanunterseite zur Verfügung steht, sodass es zu einer Temperaturerhöhung kommt [Kloc08]. Innerhalb eines engen Spannungsdickenbereiches hat die Spannungsdicke eine untergeordnete Rolle [Ueda01]. Eine mehrdimensionale Auflösung des Temperaturfeldes auf der Spanfläche konnte für das Wälzfräsen noch nicht messtechnisch ermittelt werden. Es ist allerdings anzunehmen, dass die Maximaltemperaturen nahe der Schneidkantenbereiche maximaler Schnittbogenlänge auftreten. Unabhängig vom Ort wurden beim Wälzfräsen Prozesstemperaturen von 500 °C [Herz13] bis über 700 °C gemessen [Beut13, Beut14, Yang17].

Bei der Spanabnahme wirken generell die Mechanismen Abrasion, Adhäsion, tribomechanische Reaktion, Oberflächenzerrüttung und Diffusion, siehe Bild 2.7 links [Klei03].

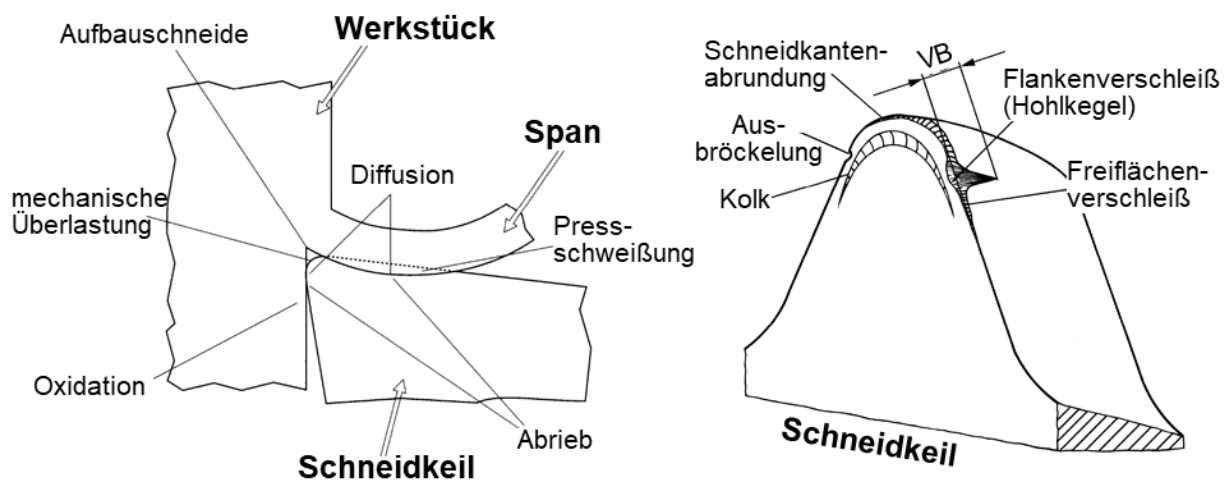


Bild 2.7: Verschleißformen und -ursachen [Link10]

Rechts in Bild 2.7 sind mögliche Verschleißformen, welche beim Wälzfräsen anzutreffen sind, dargestellt. In Abhängigkeit von den Schnittparametern und daraus folgenden Belastungsverhältnissen ist bei Verwendung von HSS-Werkzeugen typischerweise Kolkverschleiß und Freiflächenverschleiß dominierend [Hipk11, Kloc03, Knoc05].

2.6 Analyse des Spanflusses bei mehrflankiger Spanbildung

An einer geraden Schneidkante in Verbindung mit einem orthogonalen Schnitt fließt der dort entstehende Span theoretisch senkrecht zur Schneidkante ab. Beim Übergang von einer gradlinigen Schneidkante zu einem Schneidkeil mit mindestens einem im Materialeingriff befindlichen Radius und bzw. oder aktiven, benachbarten und sich räumlich schneidenden Schneidkantenabschnitten fließt Spanmaterial aus mehreren Richtungen auf die Spanfläche. Dieser Fall soll des Weiteren als mehrflankige Spanbildung bezeichnet werden.

Für die mehrflankige Spanbildung beim Drehen, also beim Drehen mit gleichzeitigem Einsatz von Haupt- und Nebenschneide (gebundener Schnitt, [Kloc08]), wurde ein Modell zur Vorhersage der Spanflussrichtung entwickelt [Okus59]. Ausgehend vom senkrecht zur Schneidkante abfließenden Span an einer Vielzahl von kleinen Schneidkanteninkrementen wird hierbei der resultierende Flussvektor über die Aufsummierung der Einzelrichtungsvektoren gebildet. Die Gewichtung der Inkremente erfolgt über ihre Flächeninhalte. Dem Einfluss der Spanungsdicke wird hier über die Betrachtung spezieller Szenarien stattgegeben. In der Literatur wird diese Vorgehensweise auch als Seileckverfahren bezeichnet [Denk11]. Ein Beispielszenario wird in Bild 2.8 dargestellt.

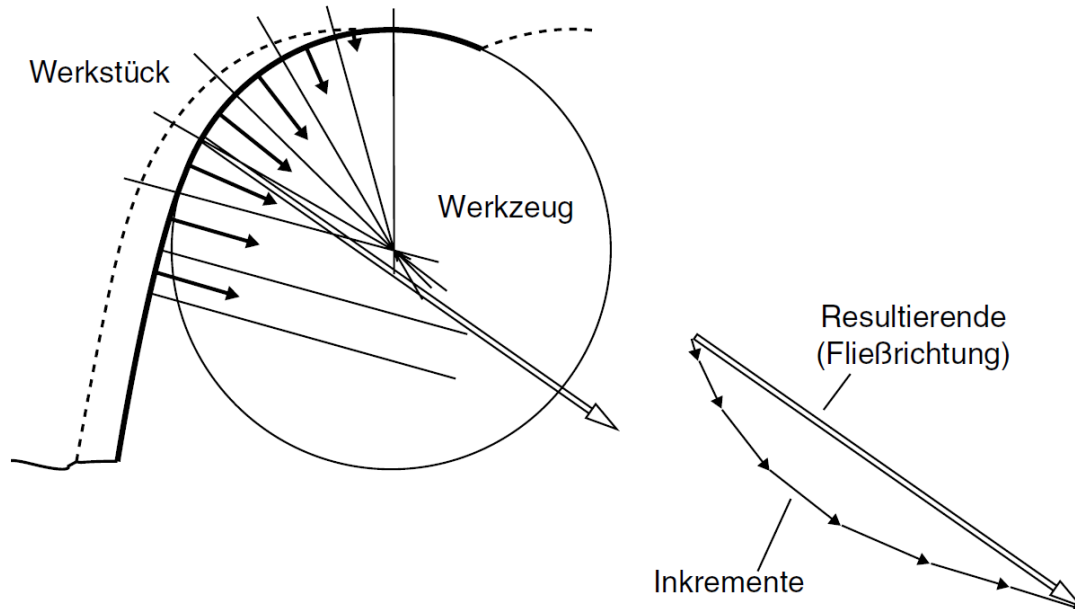


Bild 2.8: Bestimmung der resultierenden Fließrichtung beim Drehen über Seileckverfahren [Denk11]

Ein Vertreter der Verfahren mit mehrflankiger Spanbildung ist das Gewindedrehen. Beim Gewinden mit Radialzustellung entstehen durchgehende Dreiflankenspäne. Es wurde dazu ein Modell zum Beschreiben der Zerspänkräfte erarbeitet [Khos15]. Es basiert ebenfalls auf der Unterteilung einer richtungsvariablen Schneidkante in sehr

kleine Flächeninkremente. Diese haben die gleiche Breite entlang der Schneidkante, unterscheiden sich aber in ihrer Fläche durch die Spannungsdicke. Über den Flächeninhalt werden in Analogie zum schrägen Schnitt für jedes Element drei Kraftkomponenten ermittelt [Kaym12]. Insbesondere die spanflächenparallelen Kraftkomponenten besitzen dabei einen Einfluss auf die Formung des Spanes auf der Spanfläche. Es wird festgestellt, dass im Bereich der Schneidecke (Radius) Spanmaterial aus zwei Richtungen ineinanderfließt und sich gegenseitig zusammenpresst [Khos15].

Verzahnende Verfahren mit mehrflankiger Spanbildung sind neben dem Wälzfräsen z.B. das Kegelfradfräsen, das Wälzschälen und das Profilfräsen. Es wurde exemplarisch für das Kegelfradfräsen gezeigt, dass ein Span, welcher von mehreren Schneidkantenabschnitten ausgehend gebildet wird (Mehrflankenspan), sich anders verformt als ein vergleichbarer Span eines einzelnen geraden Schneidkantenabschnitt (Einflankenspan) [Herz13]. Ein Einflankenspan ist durch zylindrisches Aufrollen um eine schneidkantenparallele Achse gekennzeichnet. Demgegenüber wird diese Aufrollverformung bei Mehrflankenspänen durch andersgerichtete Spanabschnitte unterbunden, sodass sich im zusammenhängenden Bereich eine Ebene ausbildet, siehe Bild 2.9. Die individuelle Ausprägung ist dabei u.a. von den Schnittparametern abhängig [Herz13].

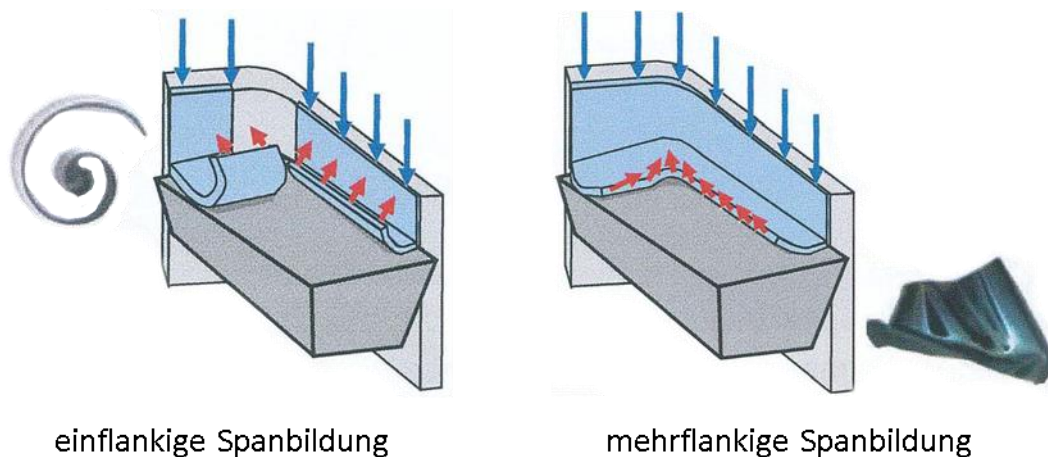


Bild 2.9: Spanbildung beim Kegelfradfräsen [Herz13]

Vom Kegelfradfräsen ist ferner bekannt, dass es z.B. auch zum Aufreißen von flächenförmigen Spänen kommen kann. In dessen Folge kann es zum Überlappen von Spanteilen kommen, welche dann vor der Spanfläche hergeschoben werden [Klei07].

Die Besonderheit des Verfahrens Wälzfräsen hinsichtlich der Spangeometrie stellt zum einen die Abhängigkeit von der jeweiligen Wälzstellung dar. Außerdem ist das Spanvolumen nicht symmetrisch auf der Spanfläche verteilt und die Spannungsdicke

und –breite variiert während eines Schnittes [Wink05]. Typischerweise ist das zu zerspanende Materialvolumen eher auf eine der beiden Flanken konzentriert. Daraus ergibt sich auch eine Vorzugsrichtung in der Spanverformungsbewegung. Je nachdem, wie stark die Asymmetrie der Spanabnahme ist, kommt es ferner zu einer Drehbewegung des Spans, welche zu einer Kollision des Spanes mit der Werkstückoberfläche führen kann [Klei07]. [Ariu05] stellte fest, dass die Drehbewegung bzw. die Spanbewegung parallel zur Spanfläche insbesondere durch den Punkt des letzten Materialkontakts zwischen Werkzeugschneide und Werkstück beeinflusst wird. Der Punkt des letzten Kontakts bildet so z.B. die Rotationsachse. Je nach Auslegung und Wälzstellung des Prozesses kann es während eines Schneideneingriffs zuerst im Kopfbereich oder im Flankenbereich zur Spanabnahme kommen. Davon ist abhängig, um welche seiner Achsen sich der Span hauptsächlich verformt [Bouz08].

Das bereits beschriebene Kollidieren von Spanmaterial aus unterschiedlichen Richtungen führt im Kopfrundungsbereich der Spanfläche zu einer gesteigerten mechanischen und thermischen Last [Klei07, Umez10]. Es wird darauf hingewiesen, dass in diesem Bereich bzw. betroffenen Spanflächeninkrementen außerdem mehr Material pro Zeit zerspannt wird. Als Folge wird eine lokale Steigerung der Spandicke bzw. der Spanfließgeschwindigkeit genannt, wodurch der Druck des Spans auf die Spanfläche und damit die Werkzeugbelastung lokal gesteigert wird [Klei07]. Es konnte für das Kegelradfräsen simulativ nachgewiesen werden, dass in diesem Bereich gesteigerte Spannungen und Temperaturen zu erwarten sind [Herz13].

2.7 Bestehende Erkenntnisse zum Verschleißeinfluss der geometrischen Verzahnungsgrößen

Tauchtiefe

In Gleichung (2.2) zur Berechnung der maximalen Kopfspanungsdicke nach Hoffmeister [Hoff70] haben sowohl die Tauchtiefe als auch werkstückseitig der Schrägungswinkel und die Zähnezahl einen Einfluss. Bei sonst konstanten Größen ändert sich durch ein tieferes Eindringen des Werkzeuges in das Werkstück entsprechend die maximale Spanflächenbelastung durch die Spanungsdicke. Ein gleiches Verhalten zeigen auch Auswertungen, welche auf Durchdringungsrechnungen basieren. Demnach steigen mit der Tauchtiefe die mittleren Spanungsdicken der einlaufenden Flanke stark und der auslaufenden Flanke geringfügig an [Mund92]. Bei sonst konstanten Parametern konnte auch [Kroe14] eine Steigerung der Spanungsdicken durch gesteigerte Tauchtiefen simulieren. Durch eine größere Tauchtiefe nimmt das Lückenvolumen zu und die Form und

Größe der Durchdringungsellipse ändert sich. Eine Verbreiterung der Durchdringungsellipse zieht eine Erhöhung der Anzahl der Wälzstellungen nach sich. Diese Erhöhung führt laut Hoffmeister zu größeren Schnittbögen bei den zusätzlichen Wälzstellungen [Hoff70]. Beim Aufstellen eines Standlängenmodells, welches auf Durchdringungsrechnungen mit dem Programm SPARTApro™ basiert, beobachtete auch Hipke den Einfluss der Tauchtiefe. Als Kennwerte betrachtete er die über alle Wälzstellungen gemittelte Schnittbogenlänge und Spannungsdicke und die Aufschlagszahl in der Kopfmitte. Mit steigender Tauchtiefe nahmen alle drei Belastungskenngrößen zu [Hipk11]. Bild 2.10 zeigt neben dem Einfluss der Tauchtiefe auch weitere Ergebnisse des Modells.

Kenngrößen	Einflussgrößen							
	m_n	z_2	β_2	f_a	T	i	z_0	d_{a0}
$h_{m\text{voll}}$	↗	↘	↘	↗	↗	↘	↗	↘
$l_{m\text{voll}}$	↗	→	↘	↗	↗	→	↗	↗
$i_{z\text{voll}}$	↘	↗	↗	↗	↗	↗	↘	→

m_n - Modul
 z_2 - Zähnezah
 β_2 - Schrägungswinkel
 $h_{m\text{voll}}$ - mittlere Spannungsdicke im Vollschnitt
 $l_{m\text{voll}}$ - mittlere Schnittbogenlänge im Vollschnitt
 f_a - axialer Vorschub
 T - Tauchtiefe
 i - Stollenzahl
 z_0 - Gangzahl
 d_{a0} - Fräseraußendurchmesser

Bild 2.10: Einflussgrößen und deren Wirkung auf die Werkzeugbelastung [Hipk11]

Eingriffswinkel

Damit es zwischen Freifläche und Werkstückmaterial nicht zu unerwünschten Reib- und Quetschphänomenen kommt, muss der Freiwinkel am Fräserzahn hinreichend groß sein. Entsprechend Gleichung (2.3) kann der grundlegende Einfluss, nämlich die direkte Wirkung des Eingriffswinkels auf die Größe des konstruktiven Freiwinkels an der Flanke eines Fräserzahnes, erschlossen werden [Borc72, Hoff70].

$$\tan\varphi_{fx} = \tan\alpha_n \cdot \sin\varphi_{at} \quad (2.3)$$

Bei sehr kleinen Eingriffswinkeln können effektive Freiwinkel von 0° bis hin zu negativen Freiwinkeln auftreten [Sulz73]. Im Detail kann das Verhalten mit Durchdringungsrechnungen ermittelt werden. Bild 2.11 visualisiert dazu den Zusammenhang zwischen konstruktivem Kopffreiwinkel, effektivem Freiwinkel (Wirkefreiwinkel) und Eingriffswinkel an einem Beispielverzahnungsfall [Stuc14].

Werkstück:

$m_n = 2,5 \text{ mm}$
 $z_2 = 28$
 $\alpha_{n2} = 20^\circ$
 $\beta_2 = 0^\circ$
 $b_2 = 37,5 \text{ mm}$

Werkzeug:

$d_{a0} = 90 \text{ mm}$
 $z_0 = 2$, rechts
 $\eta_j = 21$
 $\alpha_{n0} = 15/20^\circ$

Schnittparameter:

$(v_c = 200 \text{ m/min})$
 $f_a = 3,4 \text{ mm}$
 $T = 5,6 \text{ mm}$
 Gleichlauf

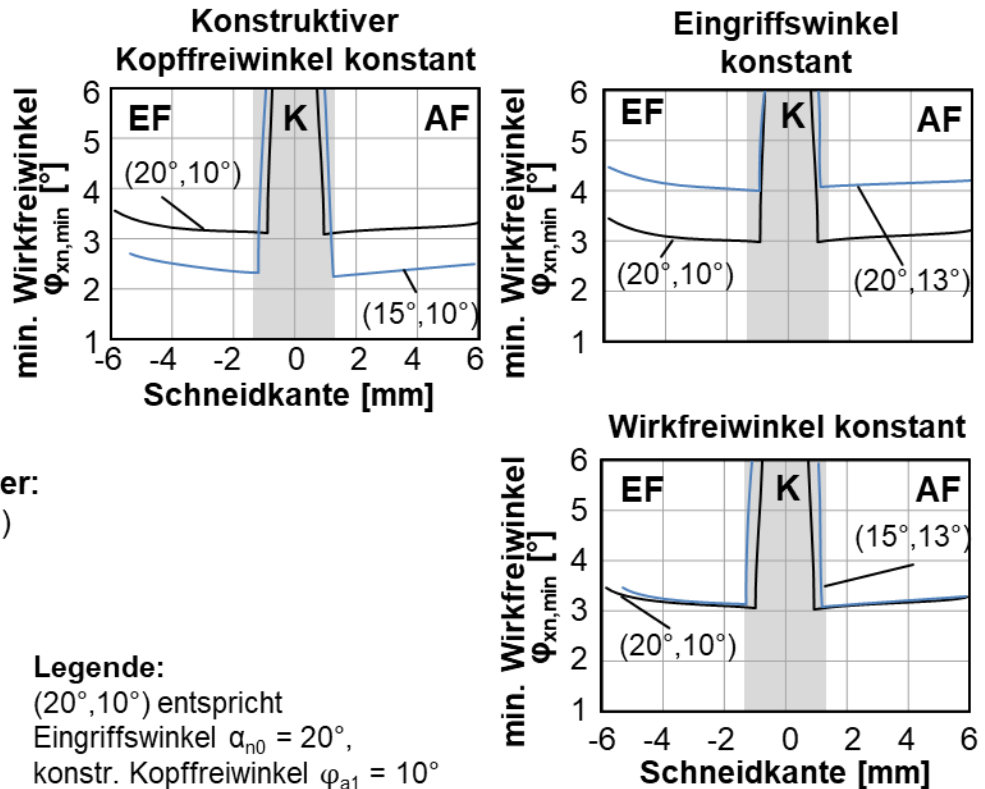


Bild 2.11: Zusammenhang zwischen Wirkfrei-, Eingriffs- und konstruktivem Kopffreiwinkel [Stuc14]

Protuberanzwerkzeuge unterscheiden sich von Werkzeugen ohne Protuberanz dadurch, dass im Kopfbereich ein kleinerer Eingriffswinkel vorliegt als an der restlichen Flanke. Dadurch treten im Prozess in diesem Bereich extrem kleine effektive Freiwinkel auf, welche zu erhöhtem Freiflächenverschleiß führen können [Kobi01, VDI77].

Kleine Werkzeugeingriffswinkel können auch einen positiven Einfluss haben. Hochverzahnungen und/oder negative Profilverschiebungen können dazu führen, dass die effektive Werkzeugkopffläche sehr klein ist [Albe00]. Folge von Materialkonzentrationen auf diesen kleinen Flächenbereichen sind unter Umständen besondere Spanablaufbehinderungen und Spanaufschweißungen, welche sich negativ auf die Werkstückqualität und die Werkzeugstandlänge auswirken [Kobi01, Wink05]. Um diesen Phänomenen entgegen zu wirken kann im Rahmen einer Wälzkreisverschiebung der Profilwinkel des Werkzeuges verkleinert werden. Dabei wird, im Gegensatz zum beschriebenen Verhalten hinsichtlich des Freiwinkels, durch eine Reduzierung des Profilwinkels ein positiver Effekt auf das Verschleißverhalten erreicht. Durch den kleineren Eingriffswinkel wird der Kopfbereich der Spanfläche vergrößert, was zu einer Steigerung des insbesondere bei großen Kopfspanungsdicken zu kleinen Spanraumes führt. Je nach Rahmenbedingungen kann bei Unterschreitung eines kritischen Profilwinkels wieder Freiflächenverschleiß

durch zu kleine Freiwinkel in den Vordergrund treten [Albe00, Kobi01, Wink05]. Bild 2.12 zeigt für einen ausgewählten Fall der Wälzkreisverschiebung den gegensätzlichen Einfluss des Profilwinkels auf den minimal auftretenden effektiven Freiwinkel bzw. auf das Verhältnis von Materialmenge zum zur Verfügung stehenden Spanraum. Letzteres kann durch das maximal bezogene Spannungsvolumen auf die Kopffläche oder auf die Fläche des gesamten Fräserprofils beschrieben werden [Wink05].

Werkzeug

d_{a0} = 80 mm
 Z_0 = 1, rechts
 n_i = 13

Werkstück

m_{n2} = 2,5 mm
 α_{n2} = 20°
 Z_2 = 38
 x_n = -0,074
 d_{a2} = 107,7 mm
 b = 14 mm
 β_2 = 20°

Schnittparameter

T = 7,87 mm
 f_a = 3,00 mm
 $h_{cu \max}$ = 0,15 mm

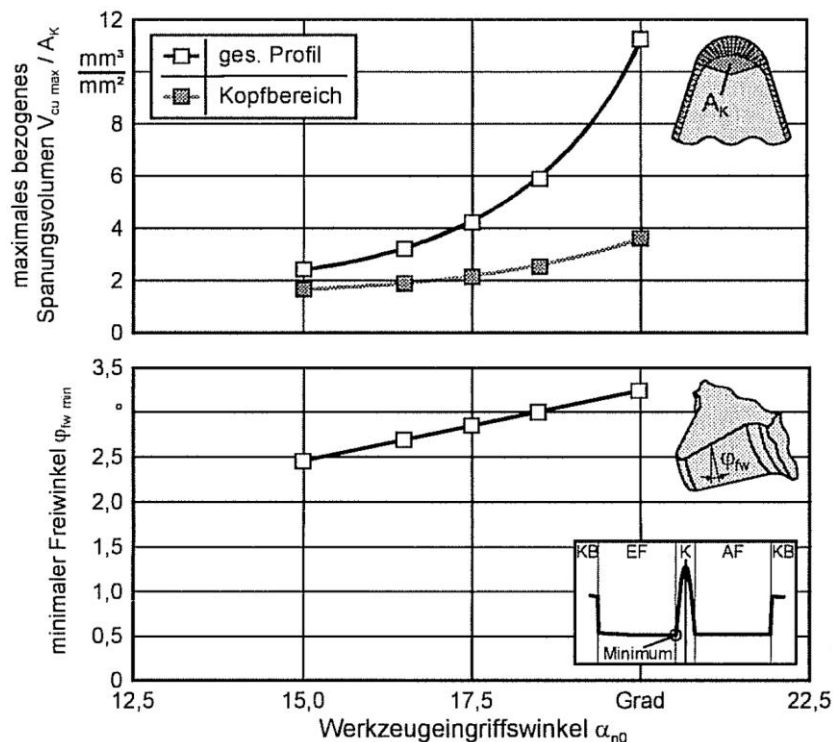
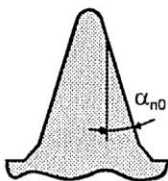


Bild 2.12: Kenngrößen bei Änderung des Werkzeugeingriffswinkels [Wink05]

Die Maximalwerte der Spannungsdicke ändern sich in Abhängigkeit vom Profilwinkel nicht oder nur marginal [Kroe14].

Kopfrundungsradius

Ausgehend von einem konstanten Fußnutzkreis am Werkstück nimmt bei der Wälzkreisverschiebung der Kopfrundungsradius bei kleiner werdenden Profilwinkeln zu. Auch hierdurch werden positive Effekte vermutet. So kann der Span an einer langgezogenen Rundung besser ablaufen als an einer Ecke [Albe00, Wink05]. Außerdem nimmt bei sonst konstant bleibenden Parametern bei kleineren Kopfrundungsradien die Spannungsdicke im Bereich der Kopfrundung zu [Kroe14, Weck02]. Neben der Zunahme der Spannungsdicke im Eckenbereich wurde außerdem festgestellt, dass der Übergang von großen Kopfspannungsdicken zu kleinen Spannungsdicken an der Flanke bei Profilen mit kleinen Kopfrundungsradien steiler ausfällt, was sich insbesondere auf Spanablaufbedingungen negativ

auswirken könnte [Wink02].

Weiterhin wurde für das Kegelradfräsen gezeigt, dass der Wärmestrom in ein Eckensegment der Spanfläche mit kleineren Kopfrundungsradien zunimmt. Außerdem nahm im betrachteten Fall mit der Reduzierung des Schneidkantenradius auch das Spanflächenvolumen zu, welches eine bestimmte Grenztemperatur überstieg [Herz12].

Modul

Wird eine Verzahnung über den Modul in ihrer Größe skaliert, so ändern sich mehrere Größen simultan. Mit zunehmendem Modul wird der Fräsersteigungswinkel ebenfalls größer, wenn die Abmessungen des Wälzfräasers gleich bleiben. Dies bewirkt eine Reduzierung des relativen Arbeitsbereiches bzw. der an der Zerspanung beteiligten Zähne des Fräasers. Durch die daraus folgende Abnahme der Anzahl an Wälzstellungen steigt insbesondere im Bereich der verkürzten Vorschneidzone die Spannungsdicke. Neben dem Einfluss auf die Spannungsdicke ändert sich mit dem Modul auch die Größenordnung der Schnittbogenlängen. Durch die größeren Profilhöhen und damit verbundenen Tauchtiefen steigen diese mit dem Modul ebenfalls an [Mund92]. Dieses generelle Verhalten wurde auch durch Durchdringungsrechnungen bestätigt, Bild 2.10 [Hipk11, Kroe14].

Schrägungswinkel

Der Werkstückschrägungswinkel β hat über den Schwenkwinkel η einen Einfluss auf die Gestalt der Durchdringungsellipse von Fräser und Werkstück und damit die Länge des Fräserarbeitsbereiches l_{A0} . Wie Gleichung (2.4) zeigt, setzt sich dieser aus der Länge der Vorschneidzone l_{AZ} und der Länge der Profilausbildungszone l_{P0} zusammen, wobei der Schrägungswinkel die Länge der Profilausbildungszone bei Verzahnungen ohne Profilverchiebung nicht beeinflusst [N.N.76].

$$l_{A0} = l_{AZ} + l_{P0} \quad (2.4)$$

Die Länge der Vorschneidzone l_{AZ} ist abhängig von der Lage des Extremums der Durchdringungsellipse, welche wiederum durch den Schwenkwinkel η , den Axialvorschub f_a und die Frässtrategie (Gleichlauf/Gegenlauf, gleichsinnig/gegensinnig) beeinflusst wird. Der genaue Wert kann nur grafisch oder simulativ ermittelt werden [N.N.76].

Bild 2.13 zeigt dazu die Durchdringung beim gleichsinnigen Fräsen einer Schrägverzahnung mit rechtssteigendem Fräser im Gleichlauf.

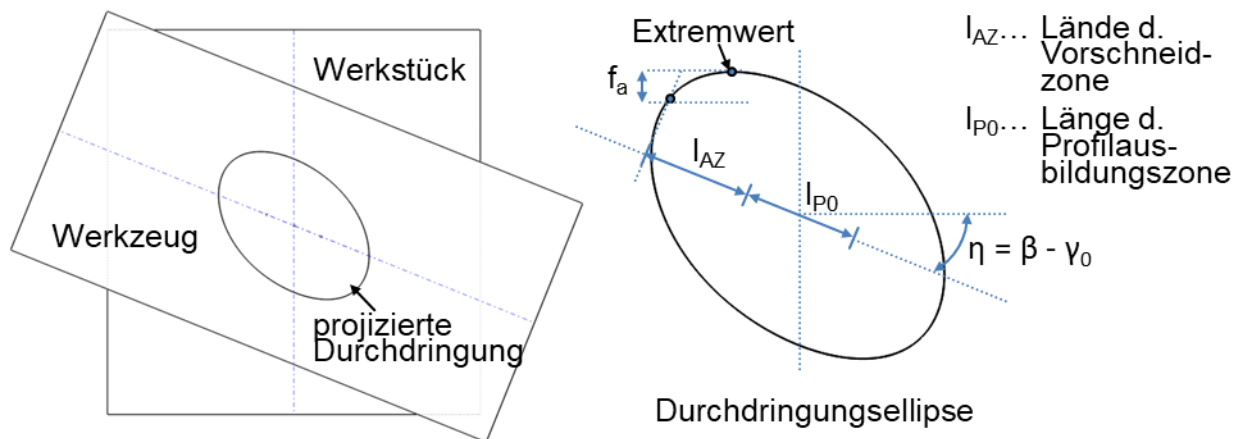


Bild 2.13: Durchdringungsellipsen beim Wälzfräsen, nach [N.N.76]

Durch eine Steigerung des Werkstückschrägungswinkels ändert sich die Neigung der Ellipse, was als Folge die Steigerung der Länge des Vorschneidbereiches nach sich zieht. Durch den längeren Vorschneidbereich nimmt folglich die Anzahl der Wälzstellungen, welche dem Vorschneidbereich zugeordnet werden können, zu [N.N. 76].

Ferner führt eine Änderung des Schrägungswinkels auch zu einem steigenden Lückenvolumen mit größer werdendem Schrägungswinkel [Mund92].

Den Einfluss auf Belastungskenngrößen zeigte bereits Hoffmeister mit den im Bild 2.14 dargestellten Untersuchungsergebnissen [Hoff70]. Mithilfe von Simulationen wurde belegt, dass sich aus den geänderten Spangeometrien bei Geradverzahnungen stark erhöhte Schnittbogenlängen gegenüber Schrägverzahnungen ergeben [Weig71]. Aus der Steigerung der Anzahl der Wälzstellungen ergibt sich eine ebenfalls gesteigerte Anzahl von Schrittingriffen. Auf die durchschnittliche Spannungsdicke besitzt der Schrägungswinkel einen leicht reduzierenden Einfluss, siehe Bild 2.10 [Hipk11].

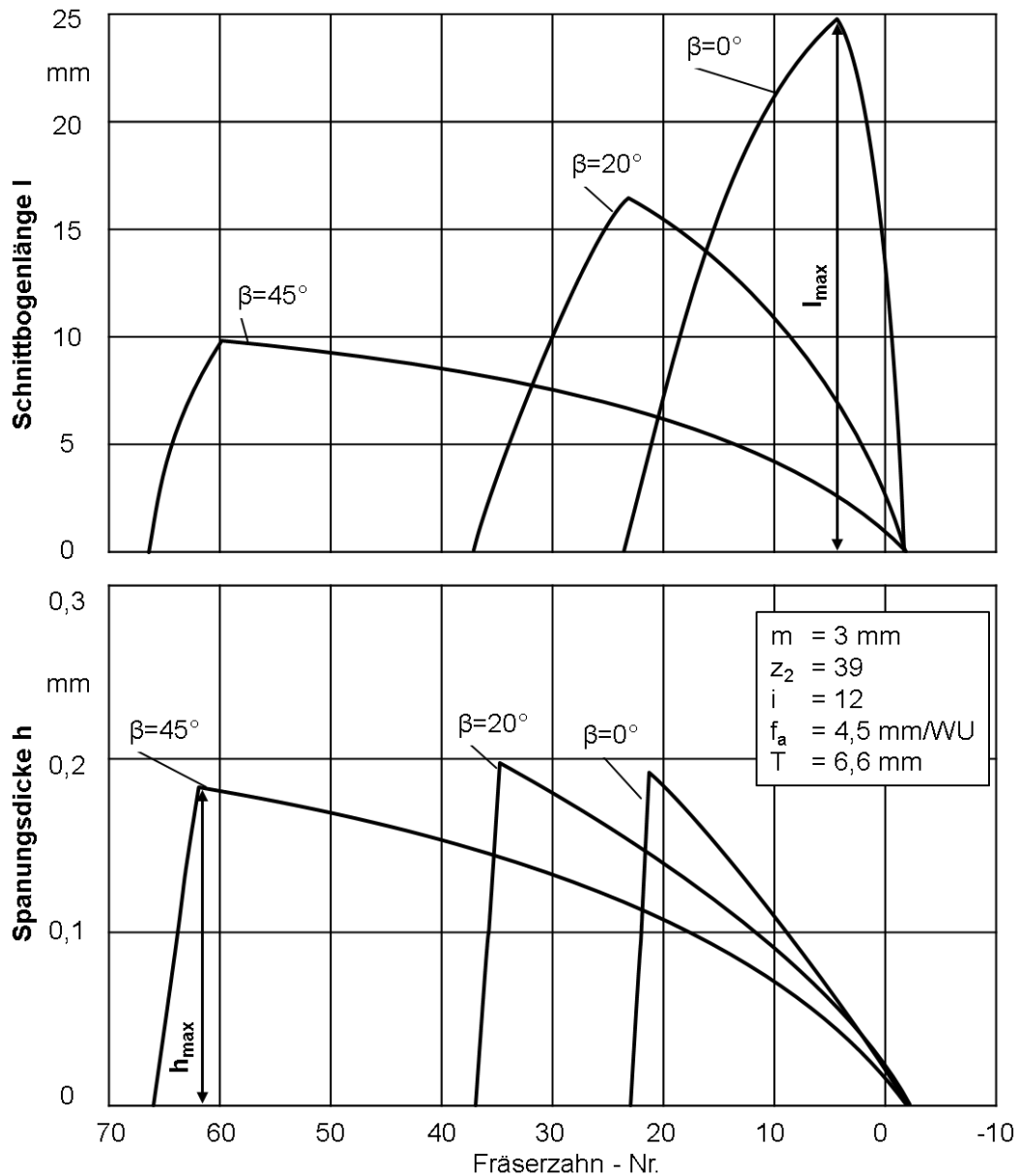


Bild 2.14: Fräserzahnbelastungen bei unterschiedlichen Schrägungswinkeln [Hoff70]

Die Abbildung verdeutlicht auch, dass der Schrägungswinkel keinen Einfluss auf die Profilausbildungszone besitzt.

2.8 Simulationsansätze zur Prozessbeschreibung

Da das Wälzfräsen eine große industrielle Relevanz besitzt und die Optimierung des Prozesses insbesondere in der Großserienproduktion zu einer Kostenreduzierung führen kann, wurden in der Vergangenheit mehrere Aspekte des Prozesses simulativ abgebildet.

Generell basieren die meisten Simulationsansätze auf der Basis geometrischer Durchdringung von Werkzeug und Werkstück [Sulz73]. Dabei wird der Raum, den

das Werkzeug und das Werkstück zu unterschiedlichen Zeitpunkten einnehmen, mathematisch beschrieben und der gemeinsame Schnittraum als Span identifiziert.

Außerdem ergibt sich aus der Außenkontur der Werkzeugkurve auf dem Werkstück die entsprechende gefertigte Bauteilgeometrie. Davon ausgehend wurde eine Vielzahl von Gesichtspunkten des Wälzfräsens simulativ erfasst.

Aus der Durchdringung kann direkt die Spanungsgeometrie ermittelt werden [Anto10, Kloc00, Vedm09]. Über das Ableiten entsprechender Belastungskenngrößen kann die Prozessauslegung optimiert [Kroe14] oder z.B. ein Verschleißverhalten abgeschätzt werden [Anto10]. Über die Zerlegung der Spanquerschnitte in bestimmten Ebenen entstehen Schnittflächen, über die mittels der Anwendung einfacher Fläche-Zerspankraft-Zusammenhänge auf Grundlage empirischer Werkstoffkennwerte [Gutm88] für jeden Werkzeugrotationswinkel Zerspankräfte berechnet werden können [Anto01, Anto12a, Webe10]. Hinsichtlich der entstehenden Werkstückgeometrie konnten auftretende Profilabweichungen abgeschätzt [Cron89] und die zu entstehende Flankengeometrie in Abhängigkeit von Werkzeugauslegung und Prozessparametrierung [Kroe17] vorausgesagt werden.

Generell liefern die verschiedenen Softwaremodule die in Tabelle 2.1 beschriebenen Spanungskenngrößen in Abhängigkeit von Wälzstellung (Bild 2.15, links), Schneidkantenposition (Bild 2.15, Mitte) und Werkzeugdrehwinkel (Bild 2.15, rechts).

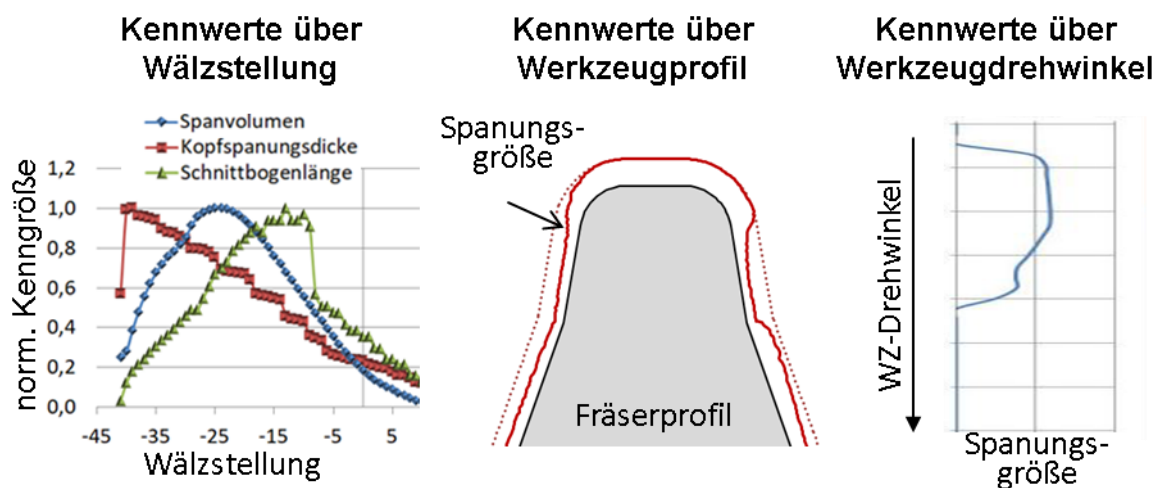


Bild 2.15: Kennwertgenerierung über Durchdringungssimulation (Beispiele)

Zur Simulation des Verfahrens wurde im Rahmen dieser Arbeit auf das kommerzielle Simulationsprogramm SPARTApr[®] des WZL der RWTH Aachen zurückgegriffen [Kloc00]. Durch geometrische Durchdringungsrechnungen kann die Spanungsdicke an jedem Punkt der Schneidkante für beliebige Wälzstellungen ermittelt werden. Durch entsprechende Auswertungen können Schnittbogenlängen und Spangeometrien ausgegeben werden. Das Programm berechnet weiterhin effektive

Freiwinkel.

Die „unverformten“ Späne liefern nur geometrische Informationen über den Zerspanungsvorgang, die letztlich nicht ausreichend sind, um den Zerspanvorgang vollständig zu beschreiben und zu beurteilen. Tieferegehende Spanungsanalysen wurden durch die Weiterentwicklung zu leistungsfähiger Rechentechnik und die dadurch gewährleistete Möglichkeit der Finite-Element-Simulation möglich. Dabei kamen in der Vergangenheit z.B. die Programme Deform 3D [N.N.14b] und AdvantEdge [N.N.16] zum Einsatz.

Es konnten damit mechanische Spannungen im Wälzfräserzahn simuliert und eventuell gefährdete Bereiche identifiziert werden, siehe Bild 2.16 [Anto01, Dong16].

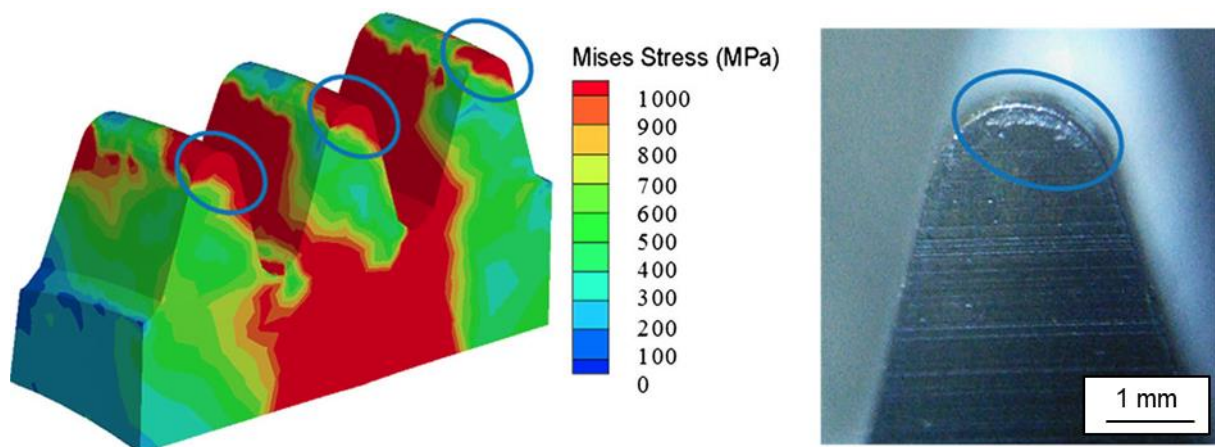


Bild 2.16: FEM-Simulation zur Klärung von Verschleißverhalten, nach [Dong16]

Außerdem konnten Kräfte und etwaige Antriebsdrehmomente genutzt werden, um Zusammenhänge zwischen den Prozess-Rahmenbedingungen und der Belastung zu ermitteln [Dong16, Liu14].

Hinsichtlich der thermischen Belastung des Werkzeuges wurde sowohl die Temperatur des Einzelzahnes [Liu14] als auch die des gesamten Wälzfräasers betrachtet [Yang17]. Auf der Seite des Werkstücks kann eine Wärmeeinwirkung zu ungewünschten Verformungen führen. Über die Kopplung von Spanvolumen und Wärmeeintrag an Temperaturdehnungseigenschaften konnte der Bauteilverzug berechnet werden [Kada15].

Zur Bewertung des Spanablaufes hinsichtlich kritischer Belastungsspitzen oder auftretender Behinderungen konnte die FEM-Simulation ebenfalls genutzt werden. Ferner gibt sie auch Einblicke in die sonst schwierig zu erfassende Bewegung des Spanes in der Lücke [Bouz08, Dong16, Liu14]. Das kann z.B. zur Klärung von Oberflächendefekten Aufschluss geben [Stuc14].

Generell können mit Hilfe der Durchdringungs- und FEM-Simulation auch verwandte Prozesse, wie z.B. das Schälwälzfräsen erfasst werden [Anto12b].

Vor dem Hintergrund, dass die FEM-Simulation als Werkzeug in einer Parameterstudie zum Zwecke des Erkenntnisgewinns genutzt werden soll, haben die meisten bestehenden Ansätze dabei mindestens einen der folgenden Defizite:

- zu lange Rechenzeiten (Insbesondere bei Simulation mit einem kompletten Wälzfräser)
- zu grobe Vernetzung und damit mangelnde Aussage zur Spanformung
- fehlende Aussage zum Zusammenhang zwischen Simulationsergebnis und Prozessleistungsfähigkeit.

3 Eigener Beitrag zur Simulation des Verfahrens

Die eigenen Arbeiten ergaben sich aus den Defiziten der bestehenden Lösungen für FEM-Simulationen. Die Bestrebungen zielten darauf ab mit den Mitteln der FEM-Simulation für eine Vielzahl von verschiedenen Varianten Belastungen am Fräserzahn zu ermitteln. Die Belastungsverteilungen sollten dazu so hochauflösend sein, dass man Unterschiede identifizieren und örtlich zuordnen kann.

Da das Modul zum Exportieren der Einzelgeometrien in der kommerziellen Durchdringungssoftware nicht verfügbar war und um eine Vergleichsmöglichkeit zur Durchdringungssimulation zu besitzen, wurde eine eigene Routine zur Generierung von Span- und Werkstückgeometrien programmiert. Die Werkstückgeometrien unterschiedlicher Wälzstellungen und zugehörige Lage-Informationen zwischen Werkzeug und Werkstückkoordinatensystemen können aus dem System exportiert und in der FEM-Software weiterverarbeitet werden.

Die Generierung der Simulationsergebnisse folgte dabei der in Bild 3.1 dargestellten systematischen Verkettung.

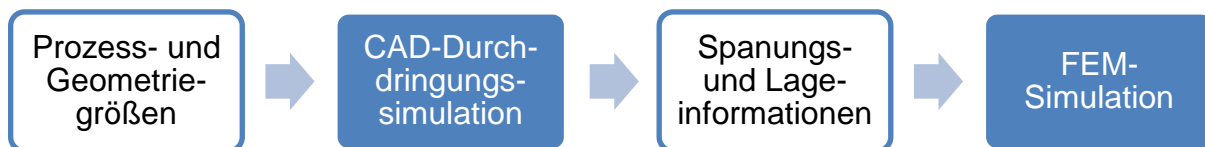


Bild 3.1: Vorgehensweise und Datenfluss zur Generierung von Simulationsergebnissen

3.1 Durchdringungssimulation im CAD-Programm

Bei der Durchdringungssimulation müssen prinzipiell die Punkte mehrerer Koordinatensysteme entsprechend der Prozesskinematik verschoben werden und interagieren. Gegenüber der Entwicklung einer eigenen alleinstehenden Software zur Durchdringungsrechnung bietet hier eine CAD-Software den Vorteil, dass nur die Kinematik abgebildet werden muss und die Durchdringungslogik durch softwareeigene Features abgebildet werden kann.

Aus den Rahmenbedingungen ergab sich die Verwendung der Software Solidworks [N.N.15], welche über die Programmiersprache VBA gesteuert werden kann.

Zur Dateneingabe dient eine entsprechende Maske, welche die Größen von Werkzeug und Werkstück und die Prozessgrößen erfasst, siehe Anhang 1. Das

Programm ist dabei in der Lage, sämtliche kinematischen Szenarien beim Axialwälzfräsen im Vollschnitt zu simulieren. Außerdem können bereits generierte Werkstückgeometrien importiert und somit auch die Spangeometrie für einen Folgeschnitt oder das Schälwälzfräsen ermittelt werden.

Der Raum, den das Werkzeug einnimmt, wird durch eine tangential gegenüber dem Werkstückvolumenkörper verschiebbare Skizze des Bezugsprofils dargestellt. Über ein entsprechendes Rotationsfeature dieser Skizze wird Material aus dem Werkstückkörper „entfernt“. Die entsprechende Spanungsgeometrie wird durch eine dem Negativ des Werkzeugs entsprechende rotierende Skizze generiert.

Die verwendete Kinematik wurde an den Schlagzahnversuch nach Sulzer [Sulz73] angelegt. D.h. dass die Werkstückgeometrie bzw. die Verzahnung durch eine Abfolge von rotierenden Schnitten und sukzessivem tangentialen Verschieben der Profilskizze erzeugt wird, siehe Bild 3.2.

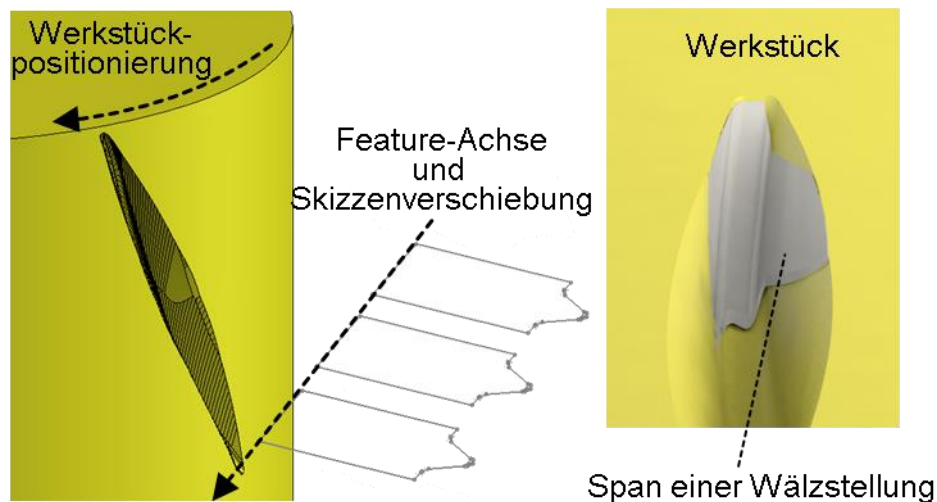


Bild 3.2: Verzahnungsfräsen in Solidworks

Da angenommen wird, dass die Schnittgeschwindigkeit deutlich größer ist als die Umfangsgeschwindigkeit des rotierenden Werkstücks, wird bei dieser Vorgehensweise die Werkstückrotation während des Schneideneingriffs vernachlässigt. Parallel zum Verschieben der Werkzeugskizze wird das Werkstückmodell entsprechend der Kopplung von Werkzeug und Werkstück nach einem Schnitt ebenfalls um ein bestimmtes Inkrement weiterrotiert.

Die Simulation erfolgt mindestens in zwei Schritten. Im ersten Schritt wird eine Ausgangslücke im Vollschnitt erzeugt. Je nach Vorschubrichtung wird danach die Werkzeugskizze axial am Werkstück um den Betrag des Axialvorschubes verschoben. Bei erneuter Durchführung der Schlagzahnkinematik werden anschließend die Späne aller Wälzstellungen gespeichert.

Als Kenngröße gibt das Programm das Spanvolumen in Abhängigkeit von der Wälzstellung aus. Die Ausgabe weiterer Parameter, wie z.B. Schnittbogenlänge ist nicht automatisiert möglich, da das Programm je nach Spanoberfläche die entstehenden Kanten anders deklariert.

Die entstehenden Werkstück- und Spangeometrien werden nach jedem Schnitt gespeichert und stehen so anschließend für die FEM-Simulation zur Verfügung. Die entsprechenden Relativpositionen von Werkzeug und Werkstück zueinander werden ebenfalls verarbeitet und ausgegeben.

Bei Bedarf können beliebig viele Durchläufe der Schlagzahnkinematik durchgeführt werden, sodass die Erzeugung eines realen Werkstücks inklusive aller Hüllschnitte und Vorschubmarkierungen möglich ist.

3.2 FEM-Simulation eines Zahneingriffs

Um Verschleißphänomene zu erläutern, welche sich nicht aus dem Vergleich der Belastungskenngrößen aus der kommerziellen Durchdringungssimulationssoftware klären lassen, wurden im Rahmen der Arbeit zahlreiche FEM-Simulationsrechnungen durchgeführt. Dabei stand nicht die Entwicklung eines exakten Materialmodells oder die Verbesserung der Software an sich im Vordergrund. Vielmehr sollte eine geometrische Parameterstudie unter der Annahme gleicher sonstiger Rahmenbedingungen durchgeführt werden. Aufgrund der einfachen Implementierungsmöglichkeiten externer Volumenmodelle und aufgrund der Rahmenbedingungen wurde das Programm „AdvantEdge“ von Third Wave Systems für sämtliche Simulationsrechnungen genutzt [N.N.16]. Es liefert neben Materialmodellen für Hartmetall- und Schnellarbeitsstahlsubstrate auch Einsatzstähle als Werkstückmaterialien.

Zur generellen Reduzierung der Rechenzeit und zur Vereinfachung des Simulationsansatzes wurde, anders als beim realen Wälzfräsen, jeweils nur der Eingriff eines einzelnen Fräserzahnes erfasst. Entsprechend werden in der FEM-Software nur ein Analogiewerkstück mit einer einzelnen Lücke und ein Einzahnwerkzeug implementiert und positioniert, siehe Bild 3.3 links.

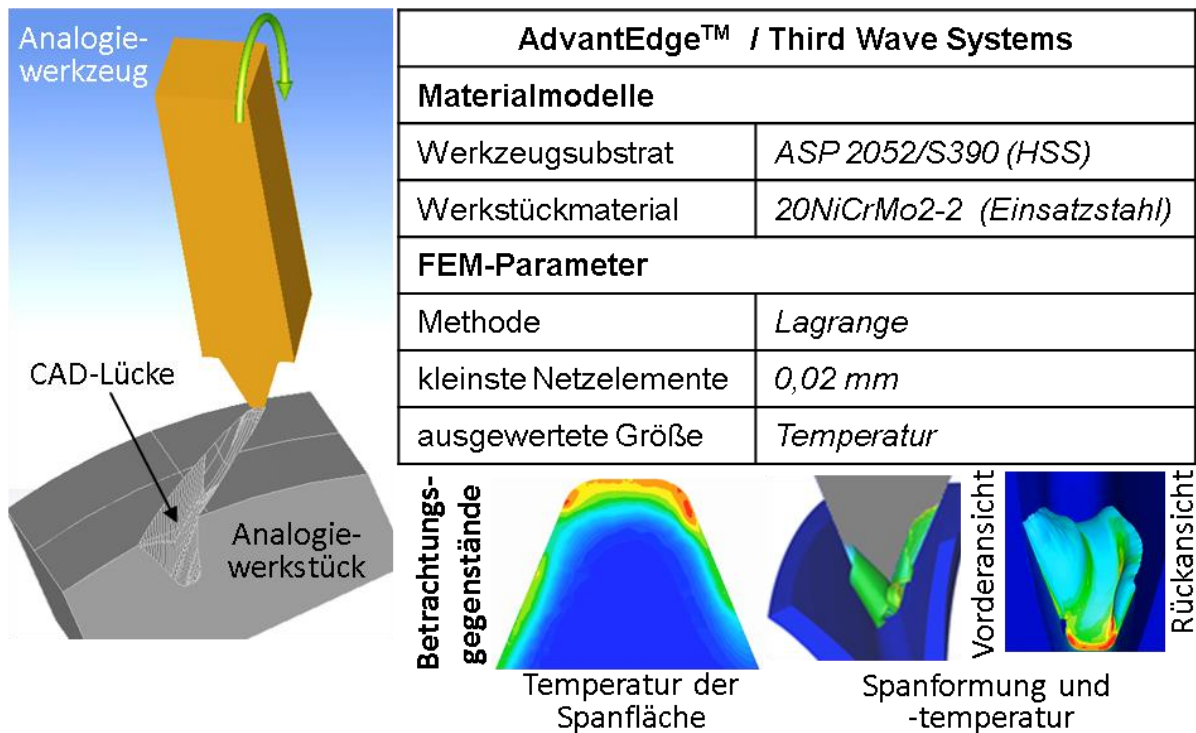


Bild 3.3: Verzahnungsfräsen in AdvantEdge

Zur Simulation der Spanabnahme wurde auf softwareeigene Materialmodelle für Werkstück und Werkzeug zurückgegriffen. Zur Auswertung wurde die Temperatur auf der Spanfläche bei verschiedenen Werkzeughrehwinkeln und bzw. oder die entsprechende Spangestalt und -temperatur analysiert.

Das Ziel einiger kurzer Voruntersuchungen war die Reduzierung der Rechenzeit ohne Informationsverlust. Eine entsprechende Stellgröße mit einem starken Einfluss ist dabei die Größe der Netzelemente zur Berechnung der Spangeometrie. In der Software kann dazu die minimale Länge der Netzelemente $l_{N,min}$ definiert werden. Je kleiner die Elemente sind, desto höher ist bei gleichbleibendem Gesamtvolumen deren Anzahl. Daraus folgt ein Anstieg der Rechenzeit in Abhängigkeit von der Elementanzahl. Generell passt in der Software ein Neuvernetzungsalgorithmus das Netz dynamisch den jeweiligen Volumenverhältnissen an. Um die Spangeometrie und dabei insbesondere die Bereiche mit geringen Spandicken abbilden zu können, müssen die Netzelemente hinreichend klein sein. Zur Verdeutlichung des Einflusses zeigt Bild 3.4 exemplarisch Simulationsergebnisse beim Fräsen einer Wälzstellung in Abhängigkeit der minimalen Netzelementgröße.

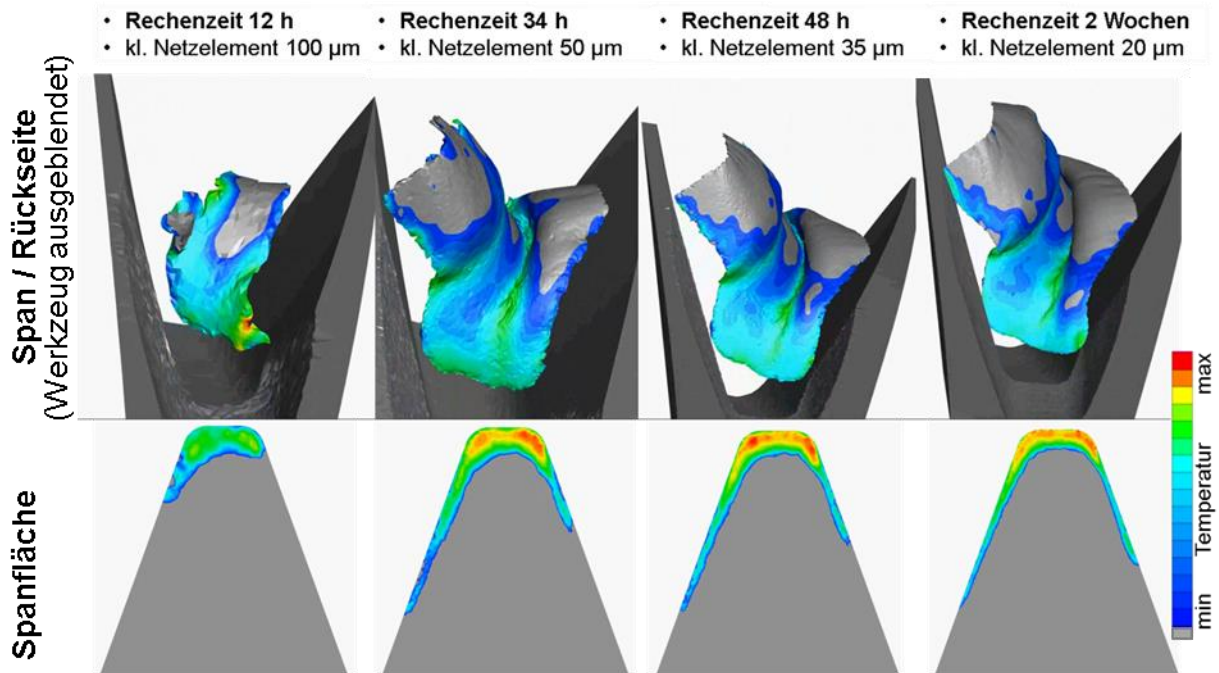


Bild 3.4: Einfluss der Vernetzungsparameter auf das Simulationsergebnis

Es ist sichtbar, dass sich die simulierte Spangeometrie, ausgehend von der Vernetzung mit der größten minimalen Elementgröße, bei Reduzierung der Elementgröße einer realistischen Spangeometrie angleicht.

Für die Berechnungen wurde das programmeigene Materialmodell für den Einsatzstahl 20NiCrMo2-2 genutzt. Da das Programm außerdem nicht ohne Weiteres die im Experiment verwendete Beschichtung abbilden kann, wird in diesem und allen weiteren Bildern von der Angabe absoluter Temperaturangaben abgesehen. Da in der Arbeit die geometrischen Unterschiede bei der Zerspanung von verschiedenen Verzahnungsfällen im Vordergrund standen, sind qualitative Aussagen zum Spanablauf und zu Prozesstemperaturen bei konstanten Rahmenbedingungen hinreichend. Unabhängig davon erreichten die simulierten Temperaturen Maximalwerte von 700-900 °C. Im unteren Teil von Bild 3.4 ist die simulierte Temperaturverteilung auf der Spanfläche beim gleichen Werkzeugrotationswinkel dargestellt. Im Falle der „größten“ Vernetzung wird nicht das gesamte zu zerspanende Material erfasst, sodass bei der simulierten Wälzstellung der Schnittbogen reduziert wird. Daraus folgt eine geringere Temperatur auf der Spanfläche. Bei Feinung des Netzes bis zur Erfassung eines realistischen Schnittbogens nimmt die simulierte maximale Spanflächentemperatur zu. Bei weiterer Feinung von $l_{N,min} = 0,035 \text{ mm}$ auf $l_{N,min} = 0,02 \text{ mm}$ reduziert sich der Abstand zwischen den Temperaturmaxima und der Schneidkante. Als Ursache dafür kann die weitere Erfassung von Spanmaterial mit sehr geringer Spanungsdicke und die realistischere Auflösung in den Trenn- und Scherzonen gesehen werden.

Da in den Verschleißexperimenten auch schneidkantennaher Kolk auftrat und die möglichst realistische Erfassung des gesamten Schnittbogens für die Bewertung der Fräserzahnbelastung von größter Bedeutung ist, wurden alle weiteren Simulationen mit einer minimalen Netzelementlänge von $l_{N,min} = 20\mu\text{m}$ durchgeführt. Kleinere Minimallängen steigerten die Rechenzeit immens ohne die Abbildungsgenauigkeit deutlich zu verbessern. Die dabei erzeugten, simulierten Spangeometrien weisen einen guten Übereinstimmungsgrad mit real vorliegenden Spänen auf, siehe Bild 3.5. Im Bild werden exemplarisch FEM-simulierte und reale Dreiflankenspäne unterschiedlicher Gestalt verglichen.

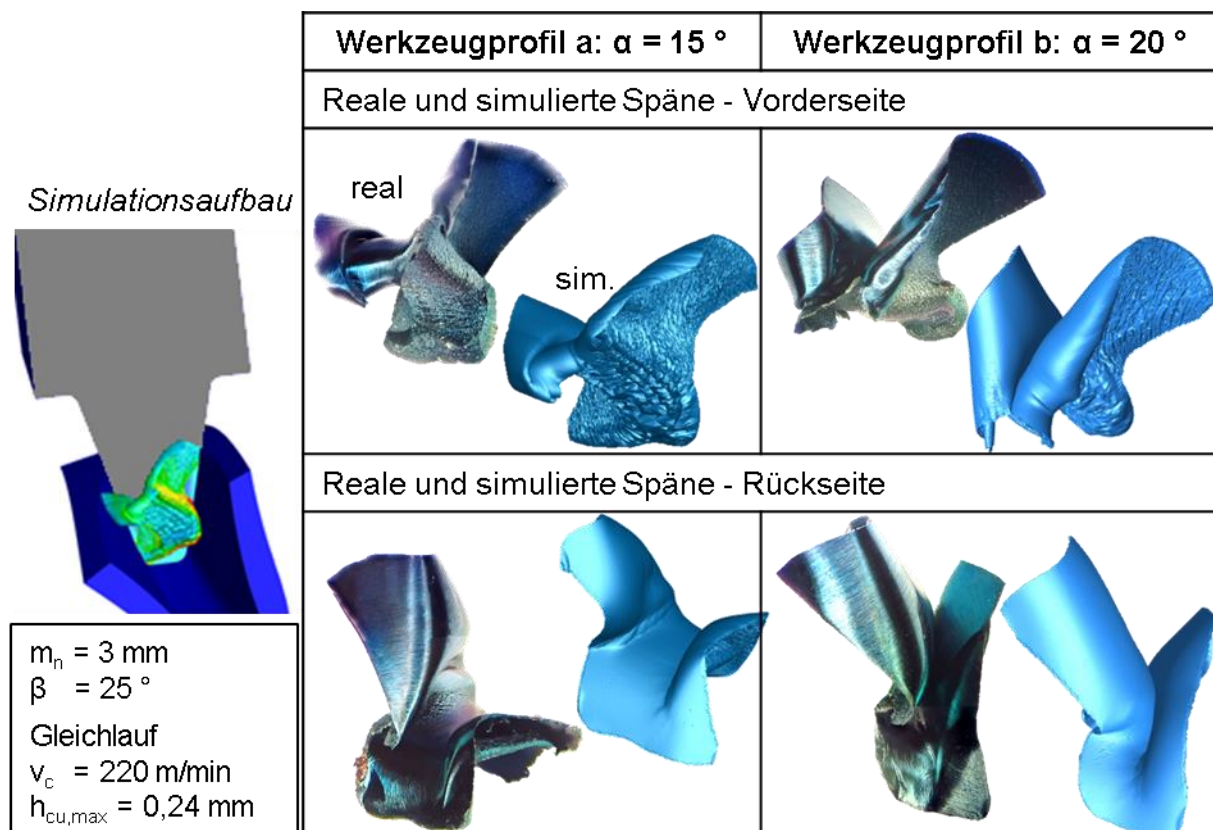


Bild 3.5: Vergleich simulierter und realer Spangeometrien

Charakteristische Materialverwerfungen, Risse und Verformungen treten sowohl bei realen als auch bei simulierten Spänen auf. Es handelt sich dabei nicht um zufällige Übereinstimmungen. Vielmehr lassen sich für alle simulierten Werkzeuggeometrien zahlreiche Späne in der Maschine finden, die den Simulationsergebnissen entsprechen.

Beim Wälzfräsen treten in jeder Wälzstellung unterschiedliche Spanungsgeometrien auf, welche in Abhängigkeit ihrer Gestalt zu einer ebenfalls variierenden Fräserzahnbelastung führen. Aufgrund der großen Rechenzeit bei FEM-Simulationen können nicht die Spanbildungsvorgänge aller Wälzstellungen simuliert werden. Zielführend ist die Simulation von jeweils einer Wälzstellung pro Versuchsgeometrie,

welche eine repräsentative Spanflächenbelastung hervorruft.

Zum Finden dieser Wälzstellung wurde exemplarisch die Gestalt verschiedener charakteristischer Spanungsgeometrien eines Standardfalls beim gleichsinnigen Gleichlaufräsen analysiert. Bild 3.6 vergleicht dazu Spanungsgeometrien aus der Durchdringungsrechnung, welche den charakteristischen Wälzstellungen der maximalen Spannungsdicke, des maximalen Spanvolumens und der maximalen Schnittbogenlänge zugeordnet werden können.

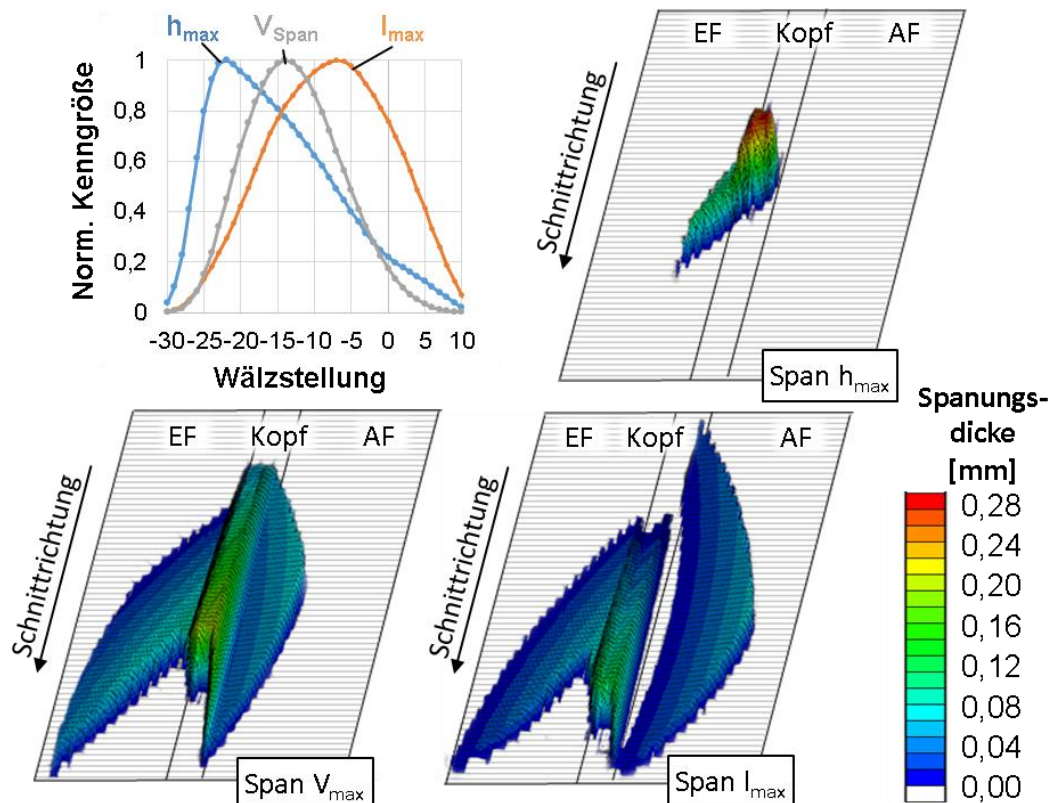


Bild 3.6: Spanungsgeometrien an charakteristischen Wälzstellungen

Im Bereich der ersten Wälzstellungen treten die maximalen Spannungsdicken auf. Dieser Bereich ist allerdings von sehr geringen Schnittbogenlängen geprägt, sodass trotz einer gesteigerten mechanischen Belastung eine geringe Temperatureinwirkzeit vorliegt. Auf der anderen Seite ist die Wälzstellung mit dem maximalen Schnittbogen durch sehr geringen Spannungsdicken gekennzeichnet, wodurch zwar eine längere Kontaktzeit, aber auch eine geringere mechanische Last vorliegt.

Demgegenüber weisen die Wälzstellungen mit maximalen Spanvolumen noch über ca. 60% der maximalen Spannungsdicke und über ca. 80% der maximalen Schnittbogenlängen auf, wodurch hier eine repräsentative Kombination aus mechanischer und thermischer Last vorliegt. Weiterhin weist der betrachtete Span eine Volumenverteilung auf, welche hinsichtlich der Spanablaufbehinderung als sehr kritisch einzustufen ist (Klasse I nach [Bouz80], siehe Bild 2.6). Daher werden zum

Zwecke der Belastungsbeurteilungen die Wälzstellungen mit maximalem Spanvolumen simuliert.

Die Simulationssoftware berechnet eine Vielzahl von physikalischen Belastungskenngrößen in Span, Werkstück und Werkzeug. Von Interesse bei Verschleißuntersuchungen von Wälzfräsern aus PM-HSS ist die thermomechanische Belastung auf der Spanfläche. Bei Betrachtung der Temperaturverteilung auf der Spanfläche ergab sich eine gute Korrelation zwischen den Orten der Maximaltemperatur und der Ausprägung von Kolkverschleiß, siehe Bild 3.7. Entsprechend wird in weiteren Untersuchungen das Temperaturfeld auf der Spanfläche zur Beurteilung der Werkzeugbelastung genutzt.

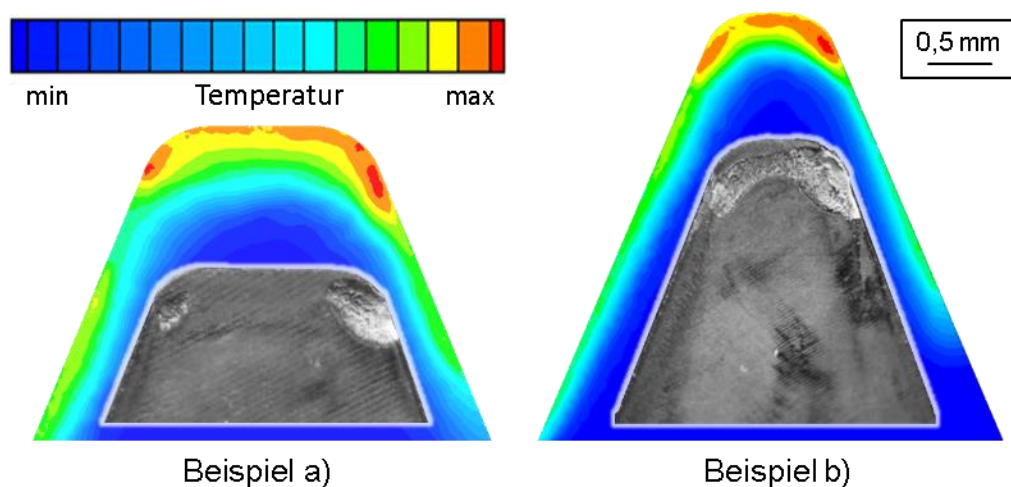


Bild 3.7: Vergleich von simulierter Spanflächentemperatur und realem Kolkverschleiß

Eine Betrachtung des Zusammenhanges zwischen Freiflächenverschleiß und Werkzeugtemperatur war nicht möglich, da im Bereich der Freiflächen deutlich geringere Temperaturen vorliegen als auf der Spanfläche. Außerdem wurde die Geometrie des Hinterschliffs am Fräserzahn vereinfacht und entspricht somit nicht realen Verhältnissen hinsichtlich z.B. Flankenfreiwinkeln.

Zur Beurteilung der Werkzeugbelastung wurde im Rahmen der Arbeit sowohl die Temperatur auf der Spanfläche als auch die Temperatur im Span während der Zerspanung analysiert.

4 Zielsetzung und Problemlösung

4.1 Forschungsziel

Aus dem Stand der Technik und der industriellen Ausgangssituation ergibt sich Bedarf zur Weiterentwicklung von Werkzeugen zur Prozessauslegung und zur Problemlösung. Dazu muss generell das Prozessverständnis erweitert werden. Dabei soll die Arbeit einen Beitrag zur Erreichung der folgenden Ziele leisten:

- Ermittlung des Verschleiß- und Standlängenverhaltens in Abhängigkeit des Werkzeugprofils und der Schnittwerte
- Identifizierung der Wirkzusammenhänge zwischen Geometrie Größen, Belastungskenngrößen und Prozessleistungsfähigkeit
- Quantifizierung der Ergebnisse, sodass verschleißkritische Verzahnungsfälle bereits im Vorfeld identifizierbar sind und Schnittwerte angepasst werden können
- Einschätzung der ökonomischen Potentiale nach Geometrie optimierter Prozesse

Zum Erreichen der Forschungsziele waren experimentelle und theoretische Untersuchungen notwendig. Ausgehend von den speziellen Versuchspunkten wurden allgemeinere Aussagen und Richtlinien abgeleitet.

Um den dafür notwendigen Erkenntnisgewinn zu realisieren, wurden in verschiedenen Arbeitspaketen die folgenden Arbeiten durchgeführt:

- Vorbereitung, Durchführung und Auswertung von Verschleißexperimenten
- Erfassung der Zerspanvorgänge anhand von Durchdringungs- und FEM-Simulationsrechnungen
- Bewertung, Generierung und Verknüpfung von Belastungskenngrößen
- Analyse der Fertigungskosten

4.2 Lösungsansatz

Ausgangspunkt der Untersuchungen war die aus der Praxis bestätigte Annahme, dass unterschiedliche Werkzeugprofile bei gleichen Schnittparametern zu unterschiedlichen Standwegen führen. Um diese Abhängigkeit in Verschleißexperimenten zu untersuchen, wurden die in Bild 4.1 dargestellten Versuchsfaktoren und deren entsprechende Stufen definiert.

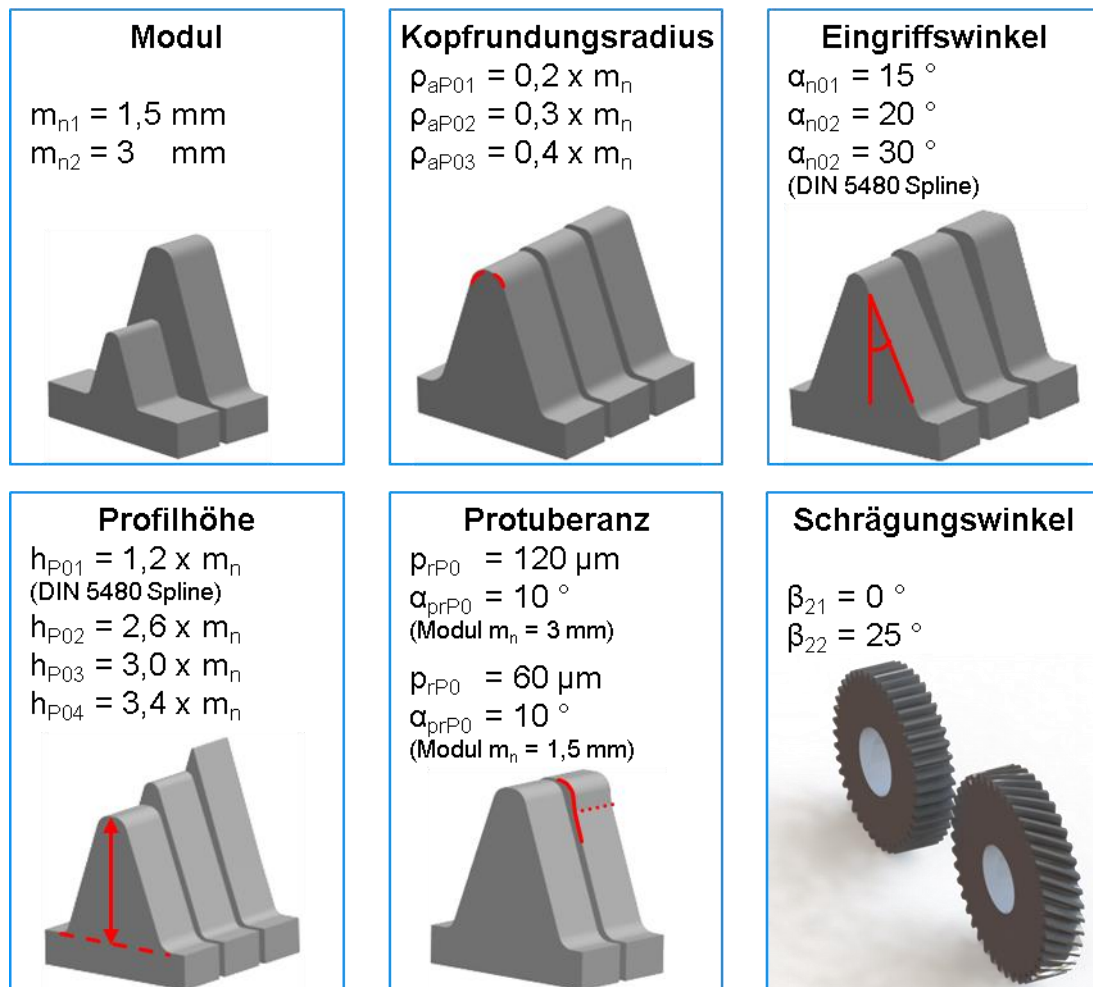


Bild 4.1: Versuchsfaktoren

Alle Versuchsfaktoren wurden vor dem Hintergrund praktischer Anwendungen so stark wie möglich variiert, um möglichst viele Effekte beobachten zu können. Dabei wurden die Geometriegrößen nicht vollfaktoriell kombiniert sondern so gepaart, dass mit möglichst geringem Versuchsaufwand ein breiter geometrischer Bereich untersucht werden konnte. Im Anhang 2 wird der gesamte Versuchsplan inklusive Werkzeugprofilen dargestellt. Die Auswahl an untersuchten Stufen ermöglicht das Aufdecken von linearen und teilweise quadratischen Zusammenhängen zwischen Einfluss- und Zielgröße. Um allgemeine Aussagen zum Verschleißeinfluss zu erhalten, wurden die Geometriegrößen des Bezugsprofils bei Modul 1,5 mm und bei Modul 3 mm variiert. Hierdurch konnte außerdem der Verschleißeinfluss des Moduls untersucht werden.

Die Kopfrundungsradien der Werkzeugzähne wurden ausgehend von der Normgröße ($0,2 \times m_n$) in Richtung Vollradius variiert. Die Profilhöhe wurde so ausgelegt, dass zwischen Werkzeugfuß und Werkstückkopf bei gegebener Tauchtiefe eine Distanz von $0,2 \times m_n$ vorhanden war. Eine gesonderte Rolle im Versuchsplan stellt die Steckverzahnung nach DIN 5480 dar. Diese ist nicht direkt mit anderen Profilen

vergleichbar, weil sich das Steckprofil sowohl in Profilhöhe als auch im Eingriffswinkel von anderen Profilen unterscheidet.

Alle Verschleißuntersuchungen wurden mittels des in Kapitel 2.3 beschriebenen Schlagzahn-Analogieprozesses durchgeführt. Um die Differenz zum Realprozess zu quantisieren und die Ergebnisse der Trockenbearbeitung in das industrielle Umfeld einzuordnen, wird in Kapitel 6.1 ein stichprobenartiger Vergleich zum Realfräsen durchgeführt.

Um die Geometrievarianten hinsichtlich ihrer Leistungsfähigkeit bzw. ihrem Verschleißverhalten zu bewerten, wurde als Kennwert die Zielschnittgeschwindigkeit $v_{c,10}$ definiert. Der Kennwert steht für die Schnittgeschwindigkeit, bei der der Schlagzahn bei gegebener Kopfspanungsdicke und Werkzeugprofil einen Standweg von $L_{SZ} = 10$ m erreicht. Bild 4.2 zeigt exemplarisch die Vorgehensweise zur Ermittlung der Zielschnittgeschwindigkeit.

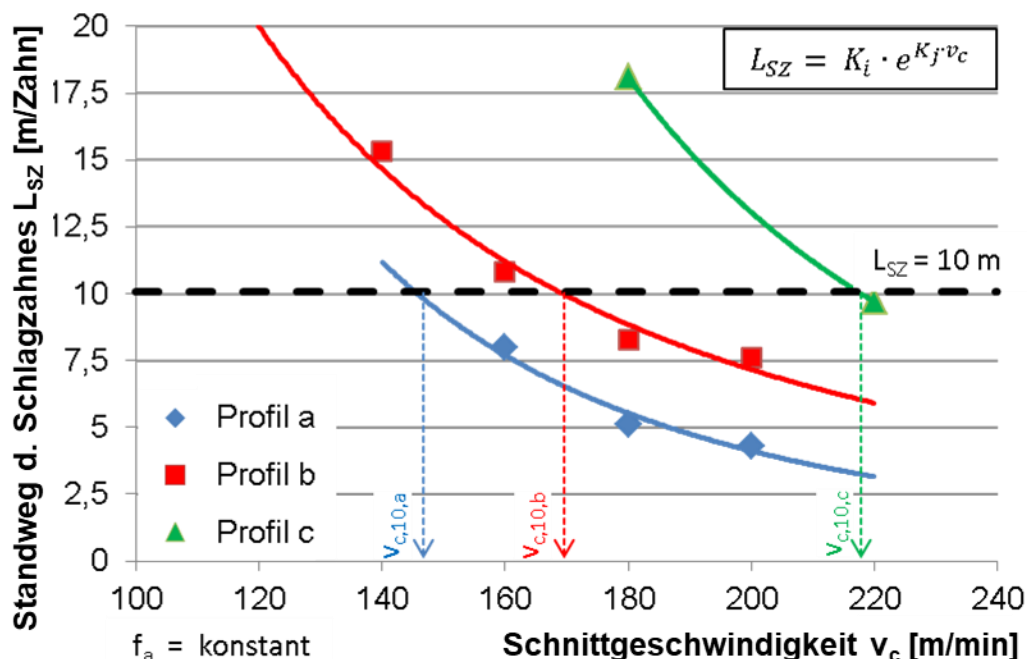


Bild 4.2: Ermittlung der Zielschnittgeschwindigkeit

Für die Approximation des Verlaufes wurde entsprechend der Ergebnisse aus zurückliegenden Forschungsvorhaben am IFQ [Hipk11, Knoc05] ein exponentieller Ansatz gewählt. Da sich für unterschiedliche Geometriefälle teils stark differierende Schnittgeschwindigkeitsbereiche ergaben, ist der Versuchsplan hinsichtlich der Schnittgeschwindigkeit variabel. Die Schnittgeschwindigkeit wurde in Schritten von ± 20 m/min variiert. Die Zielschnittgeschwindigkeit wurde jeweils bei zwei Kopfspanungsdicken $h_{cu,max,1} = 0,18$ mm und $h_{cu,max,2} = 0,24$ mm ermittelt. Der Fokus lag dabei auf der größeren Kopfspanungsdicke, welche in der praktischen Anwendung zum produktiveren Prozess führt.

Um Standmengen und Verschleißausprägungen zwischen den Geometrievarianten direkt vergleichen zu können wurden Referenzbedingungen definiert, welche unabhängig von der Zielschnittgeschwindigkeit untersucht wurden. Tabelle 4.1 zeigt die Referenzschnittgeschwindigkeiten für beide untersuchten Kopfspanungsdicken.

Tabelle 4.1: Referenzbedingungen

	$m_n = 3 \text{ mm}$	$m_n = 1,5 \text{ mm}$
$h_{cu,max,ref} = 0,18 \text{ mm}$	$v_{c,ref} = 260 \text{ m/min}$	$v_{c,ref} = 360 \text{ m/min}$
$h_{cu,max,ref} = 0,24 \text{ mm}$	$v_{c,ref} = 220 \text{ m/min}$	$v_{c,ref} = 300 \text{ m/min}$

Insgesamt wurden 22 unterschiedliche Bezugsprofile bzw. Verzahnungsfälle mit jeweils vier bis sechs Schnittparametervariationen untersucht. Aus den Versuchsergebnissen sind direkt Aussagen zum Einfluss der Geometrielemente auf den Verschleiß bzw. die Standzeit möglich. Durch die Versuchsgestaltung können direkt Schnittwertempfehlungen zum Erreichen einer bestimmten Standlänge gegeben werden.

Zur Ermittlung der Wirkmechanismen wurden versuchsbegleitend Simulationsrechnungen zur Ermittlung der Spanungsgeometrien und Werkzeugbelastungen durchgeführt. Diese wurden dann hinsichtlich der Ausprägung verschiedener Belastungskenngrößen, wie z.B. Schnittbogenlänge, Spanungsdicke, Zahneingriffe, Freiwinkel, Spanvolumen mit dem in den Zerspanversuchen beobachteten Verschleißverhalten und FEM-simulierten Temperaturverteilungen in Zusammenhang gebracht.

Da klassische Belastungskenngrößen zum Teil nur unzureichende Unterschiede bei gravierenden Standzeitdifferenzen aufwiesen bzw. Sachverhalte nicht komplett beschrieben, mussten neue Belastungskenngrößen definiert werden.

Um die Erkenntnisse der Untersuchungen zu verallgemeinern und diese auf andere Verzahnungen übertragen zu können, wurden verzahnungsunabhängige Belastungskenngrößen definiert. Darauf basierend wurde der Versuch unternommen, den Zusammenhang zwischen Werkzeugprofil, sich ergebenden Belastungskenngrößen und der möglichen Leistungsfähigkeit in Form von Zielschnittgeschwindigkeit und einem Risikokennwert auf analytischem Wege zu berechnen.

5 Versuchsplanung

5.1 Technologischer Rahmen

Um die generellen Trends und den Stand der Technik beim Wälzfräsen zu bedienen, wurden die Versuche ohne Kühlschmiermittel, also in der Trockenbearbeitung, durchgeführt. Weiterhin wurden die Verzahnungen, wenn es nicht als spezieller Untersuchungsgegenstand genannt wird, im Gleichlauf in einem Schnitt gefräst.

Als Schneidstoff kam pulvermetallurgischer Schnellarbeitsstahl der Sorte S390 mit einer Aluminium-Chrom-basierten Verschleißschutzschicht zum Einsatz. Da im Rahmen des Projektes eine Vielzahl von Werkzeugprofilen mit einer verhältnismäßig geringen individuellen Anzahl von Versuchspunkten pro Profil untersucht werden sollten und damit eine große Anzahl von verschiedenen Werkzeugen nötig war, wurden spezielle Werkzeuge für die Schlagzahnherstellung genutzt.

Bild 5.1 zeigt exemplarisch ein Ausgangswerkzeug und die Stufen der Schlagzahnherstellung durch Drahtrodieren.

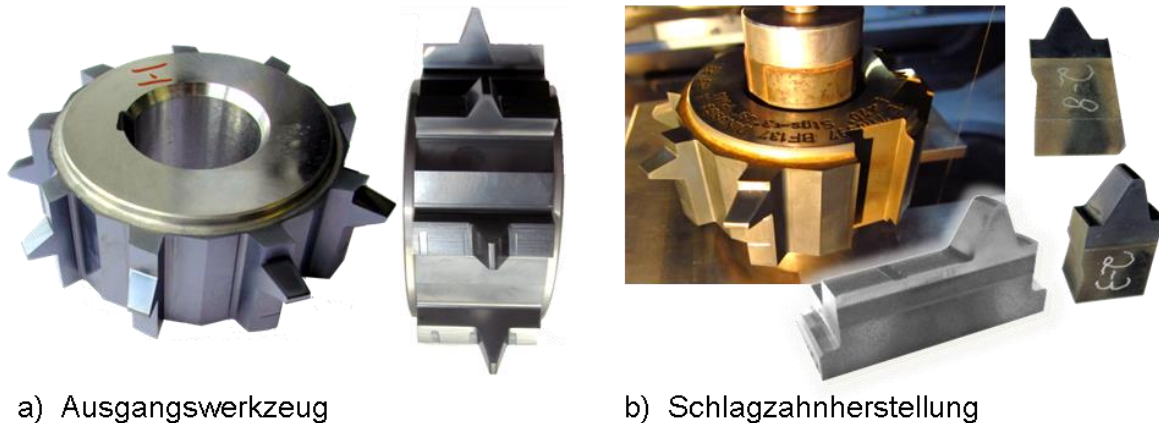


Bild 5.1: Spezialwerkzeug zur Schlagzahngewinnung

Durch die Versuchsparameter Modul, Profilhöhe und Schrägungswinkel waren unterschiedliche Rohteilabmessungen erforderlich. Deshalb konnte im Rahmen der Arbeit nicht auf Industrieräder zurückgegriffen werden. Die Werkstücke wurden aus dem verzahnungstypischen Werkstoff 16MnCr5 institutsintern hergestellt. Bild 5.2 zeigt exemplarisch die generelle Gestalt der Versuchswerkstücke.

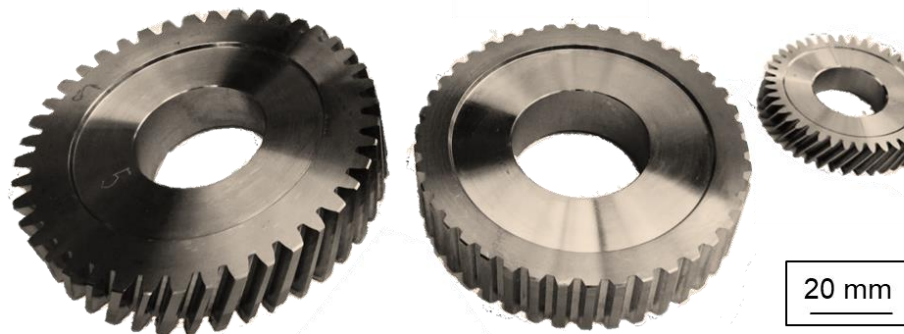


Bild 5.2: Versuchszahnräder

Die Verzahnungen wurden so ausgelegt, dass sich zwischen dem Modul 3 mm und Modul 1,5 mm ähnliche geometrische Gesamtverhältnisse ergeben. Tabelle 3.1 fasst die Werkzeug- und Werkstückauslegung zusammen.

Tabelle 5.1: Werkzeug- und Werkstückauslegung

Werkzeugdaten		
	$m_n = 3 \text{ mm}$	$m_n = 1,5 \text{ mm}$
Schneidstoff	PM-HSS S390	
Beschichtung	AlCrN	
Kopfkreisdruchmesser	$d_{a0} = 100 \text{ mm}$	$d_{a0} = 70 \text{ mm}$
Gangzahl	$z_0 = 2$ (3 bei DIN 5480)	$z_0 = 3$
Stollenzahl	$i = 18$	$i = 17$

Werkstückdaten		
	$m_n = 3 \text{ mm}$	$m_n = 1,5 \text{ mm}$
Werkstoff	16MnCr5	
verzahnte Breite	$b = 30 \text{ mm}$	$b = 15 \text{ mm}$
Kopfkreisdurchmesser	$d_{a2} = 145,03 \dots 147,03 \text{ mm}$ (Schrägverzahnung) $d_{a2} = 128,63 \dots 133 \text{ mm}$ (Geradverzahnung)	$d_{a2} = 72,51 \dots 74,01 \text{ mm}$
Zähnezahl	$z_2 = 42$	
Profilverschiebungsfaktor	$x = 0$	

5.2 Beurteilung der Versuchswerkzeuge

Um eine hohe Qualität der späteren Versuchsergebnisse zu gewährleisten, wurden von jedem der 22 Werkzeuge die Werkzeugeigenschaften bei einigen Schlagzähnen stichprobenartig ermittelt und zusätzlich alle Schlagzähne einer Sichtprüfung unter dem Mikroskop unterzogen.

Zur Dokumentation des Zustandes der Werkzeuge vor den Verschleißuntersuchungen wurden die Spanflächenrauheit, der Schneidkantenradius und die Schichtdicke der Verschleißschutzschicht untersucht. Die drei genannten Größen weisen ihrerseits einen großen Einfluss auf das Verschleißverhalten und die Standlänge auf und sollten in Grenzen möglichst von Werkzeug zu Werkzeug konstant sein.

Bei der Fertigung von 22 Werkzeugen ist es allerdings fertigungstechnologisch nicht möglich, konstante Werkzeugeigenschaften zu garantieren. Hier spielt z.B. Schleifscheibenverschleiß beim Erzeugen der Oberflächen eine Rolle. Andererseits besitzt auch der Strahlprozess zur Schneidkantenpräparation eine gewisse Streuung über die Position in der Strahlkammer. Außerdem führen unterschiedliche Positionen im PVD-Beschichtungsprozess, welcher eine starke Richtungsabhängigkeit aufweist, unweigerlich zu Schichtdickenunterschieden.

Die Spanflächenrauheit wurde mittels Tastschnittgerät an drei Positionen senkrecht zum Zahnkopf auf der Spanfläche ermittelt, siehe Anhang 3. Generell fällt auf, dass die Rauheiten der Werkzeuge des Moduls 1,5 mm mit einem Mittelwert von $\overline{R_z} = 2,4 \mu\text{m}$ etwas oberhalb derer des Moduls 3 mm mit $\overline{R_z} = 2,0 \mu\text{m}$ liegen. Innerhalb der Werkzeuge eines Modulbereiches sind ebenfalls Schwankungen zu erkennen.

Die Dicke der Verschleißschutzschicht hat neben dem Einfluss auf die erreichbaren Standlängen auch eine Wirkung auf das Verschleißverhalten. Dicke Schichten widerstehen dem Spanablauf besser als dünne, sodass es bei großen Schichtdicken erst bei hohen Standlängen zu Kolkverschleiß kommt. Wird die Schichtdicke jedoch zu groß, dann kann es bei Materialkontakt mit dem Werkstück zu Schichtausbrüchen im Bereich der Schneidkante kommen. Zur Beurteilung der Schichtdicken der Versuchswerkzeuge wurden Kalottenschliffe durchgeführt. Die durchschnittliche Schichtdicke ist bei den Werkzeugen des Modul $m_n = 1,5 \text{ mm}$ mit $\bar{s} = 3,8 \mu\text{m}$ größer als bei den Werkzeugen des größeren Moduls ($\bar{s} = 2,6 \mu\text{m}$). Möglicherweise schwindet mit kleiner werdendem Modul der Einfluss von Abschattungseffekten beim Beschichten der Werkzeuge.

Zur Erhöhung der Standzeit sowie der Prozesssicherheit werden die Schneidkanten der Werkzeuge vor dem Beschichtungsprozess typischerweise durch Nassstrahlen

präpariert. Dabei werden Mikrodefekte im Bereich der Schneidkante entfernt und scharfe Schneidkanten durch Abrunden stabilisiert [Tika09]. Je größer die Schneidkantenverrundung am Werkzeug ist, desto kritischer sind sehr kleine Spannungsdicken. Die Schneidkantenradien der Versuchswerkzeuge wurden mittels Streifenlichtmikroskop an den Flanken und im Kopfbereich ermittelt. Die Größe der Schneidkantenverrundung liegt bis auf eine Ausnahme bei allen Werkzeugen in der gleichen Größenordnung.

Die ermittelten Messwerte für Spanflächenrauheit, Schichtdicke und Schneidkantenradius werden im Anhang 3 zusammengefasst. Die individuellen Messergebnisse wurden genutzt, um unvorhersehbares Verschleißverhalten zu klären.

5.3 Versuchsmaschinen

Die Verschleißexperimente wurden auf zwei Wälzfräsmaschinen durchgeführt. Dabei kam bei den Untersuchungen zum Modul 3 mm eine Gleason Pfauter P200 Maschine zum Einsatz, während die kleinere Verzahnung des Moduls 1,5 mm auf einer Liebherr LC180 gefräst wurde. In Bild 5.3 werden die beiden Maschinen und deren Maschineninnenräume gezeigt. Detaillierte Informationen können den Datenblättern im Anhang entnommen werden.



Bild 5.3: Versuchsmaschinen

Die Aufteilung der Versuche war notwendig, da der zu applizierende Schnittgeschwindigkeitsbereich die Kapazitäten der älteren Maschine (P200) überstieg. Da auf beiden Maschinen allerdings dieselbe Kinematik abgebildet wurde und beim Schlagzahnalogieversuch keine dynamischen und statischen Probleme auftreten, ist ein Vergleich der Versuchsergebnisse zulässig.

5.4 Messtechnik

In Folge der spanenden Bearbeitung trat sowohl Freiflächen- als auch Spanflächenverschleiß auf. Alle Verschleißformen wurden fotografisch dokumentiert. Die Ausprägung des Kolkverschleißes wurde durch ein Streifenlichtmikroskop der Fa. GFMesstechnik GmbH (GFM) quantifiziert. Die Größe der Verschleißmarkenbreite wurde nach jedem Bearbeitungszyklus (ein Zahnrad) mithilfe eines Werkstattmikroskops bestimmt.

6 Ermittlung und Bewertung des Verschleißverhaltens

6.1 Voruntersuchung — Vergleich von Analogie- und Realprozess am Industriebeispiel

Die in dieser Arbeit dargestellten Ergebnisse basieren auf Verschleißergebnissen des Schlagzahn-Analogieprozesses. Dabei ist dieser nicht in der Lage, alle Charakteristika und Einflussgrößen des realen Wälzfräsens abzubilden, sodass es zu Unterschieden im Standweg-Verschleißverhalten kommen kann [Weng17, Wink05]. Lediglich das Verschleißverhalten, welches aus der direkten geometrisch-kinematischen Abhängigkeit von Werkzeug, Prozess und Werkstück resultiert, wird sehr gut abgebildet.

Folgende Aspekte können beim Wälzfräsen ebenfalls in den Vordergrund treten:

- starke Erwärmung von Werkstück und Werkzeug
- Probleme bei der Spanabfuhr mit Folgeerscheinungen wie statistischen Flankendefekten
- lokale Imperfektionen am Werkzeug, welche nicht erfasst wurden
- statistischer, vorzeitiger Ausfall einzelner Zähne am Vielzahnwerkzeug
- höhere Kräfte und Vibrationen durch gleichzeitigen Eingriff mehrerer Zähne

In der Vergangenheit gab es bereits Bestrebungen einen Umrechnungsfaktor hinsichtlich Standmengen zwischen Schlagzahn analogie- und Realprozess zu finden [Hipk11, Weng17, Wink05]. Dabei fiel auf, dass es keinen allgemeingültigen, konstanten Umrechnungsfaktor geben kann. Je nach Rahmenbedingungen muss für einen bestimmten Fall jeweils ein neuer Wert ermittelt werden.

Um die Verschleiß-Standlängenergebnisse der Schlagzahnuntersuchungen in dieser Arbeit entsprechend einordnen zu können, wurde anhand einer verfügbaren Industrieverzahnung mit gleichem Werkzeug- und Werkstücksystem stichprobenartig das Verschleißverhalten beim Realwälzfräsen und Schlagzahnfräsen ermittelt [Köch17b].

Da unter den Bedingungen der Trockenbearbeitung und der Nassbearbeitung die oben aufgezählten Aspekte in unterschiedlichem Umfang wirken, soll der Vergleich zum Realfräsen entsprechend auch mit Vollstrahlkühlung mit Öl (Fuchs Ecocut 720 LE) durchgeführt werden.

Zum Einsatz kam eine Schrägverzahnung des Moduls $m_n = 1,6 \text{ mm}$, welche von einem Betrieb der zahnradfertigenden Industrie bereitgestellt wurde. Zur Prozessparametrierung wurde der Serienvorschub von $f_a = 3 \text{ mm/WU}$ ($h_{cu,max} = 0,14 \text{ mm}$) und eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 220 \text{ m/min}$ übernommen. Der Schlagzahnalogieversuch wurde am IFQ durchgeführt. Zur Untersuchung des entsprechenden Realverhaltens wurde ein Wälzfräser axial in zwei nicht überschneidende Bereiche unterteilt, in denen dann jeweils trocken und mit Standard-Öl (Fuchs Ecocut 720 LE) gefräst wurde.

Es wurden zur Auswertung des Realfräsens nur Fräserzähne betrachtet, welche im voll-vershiften Bereich lagen. D.h., dass diese Zähne sämtliche Wälzstellungen eingenommen haben. Solche Zähne befinden sich auf mehreren kompletten Hüllspiralumrundungen in der ungefähren Mitte der Fräserteile, siehe Bild 6.1.

Die Anzahl an kompletten Durchshiftungen entspricht dem Äquivalent der Anzahl an mit dem Schlagzahn gefrästen Zahnrädern. Für beide Versuchspunkte stand die begrenzte Anzahl von 1000 Versuchsteilen zum Realfräsen zur Verfügung. Entsprechend der Prozess- und Shiftstrategie ergaben sich daraus 15 komplette Shiftdurchgänge, was für den einzelnen Zahn einen Standweg pro Zahn von ca. $L = 5,6 \text{ m/Zahn}$ ergibt. Nach dem Fräsen dieser Teile trat sowohl im Bereich der Trockenbearbeitung als auch im Bereich der Nassbearbeitung Freiflächenverschleiß auf.

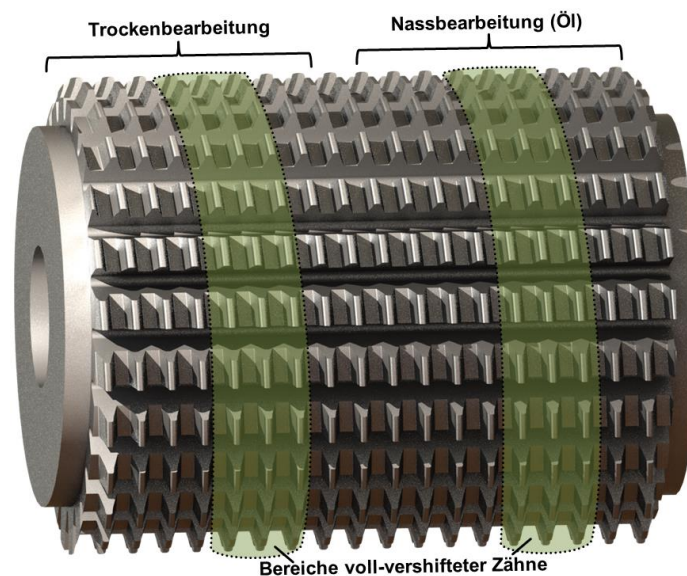


Bild 6.1: Fräserausnutzung beim Industrieversuch – Modul $m_n = 1,6 \text{ mm}$

Die kritischen Werte vom zuvor definierten Grenzwert von $VB_{max} = 140 \text{ }\mu\text{m}$ wurden allerdings nicht durchgängig erreicht. Im betrachteten Auswertebereich befinden sich für beide Versuchspunkte (Nass- und Trockenbearbeitung) Fräserzähne mit dem charakteristischen Verschleißbild, welches von den Schlagzahnversuchen bekannt

war, siehe Bild 6.2.

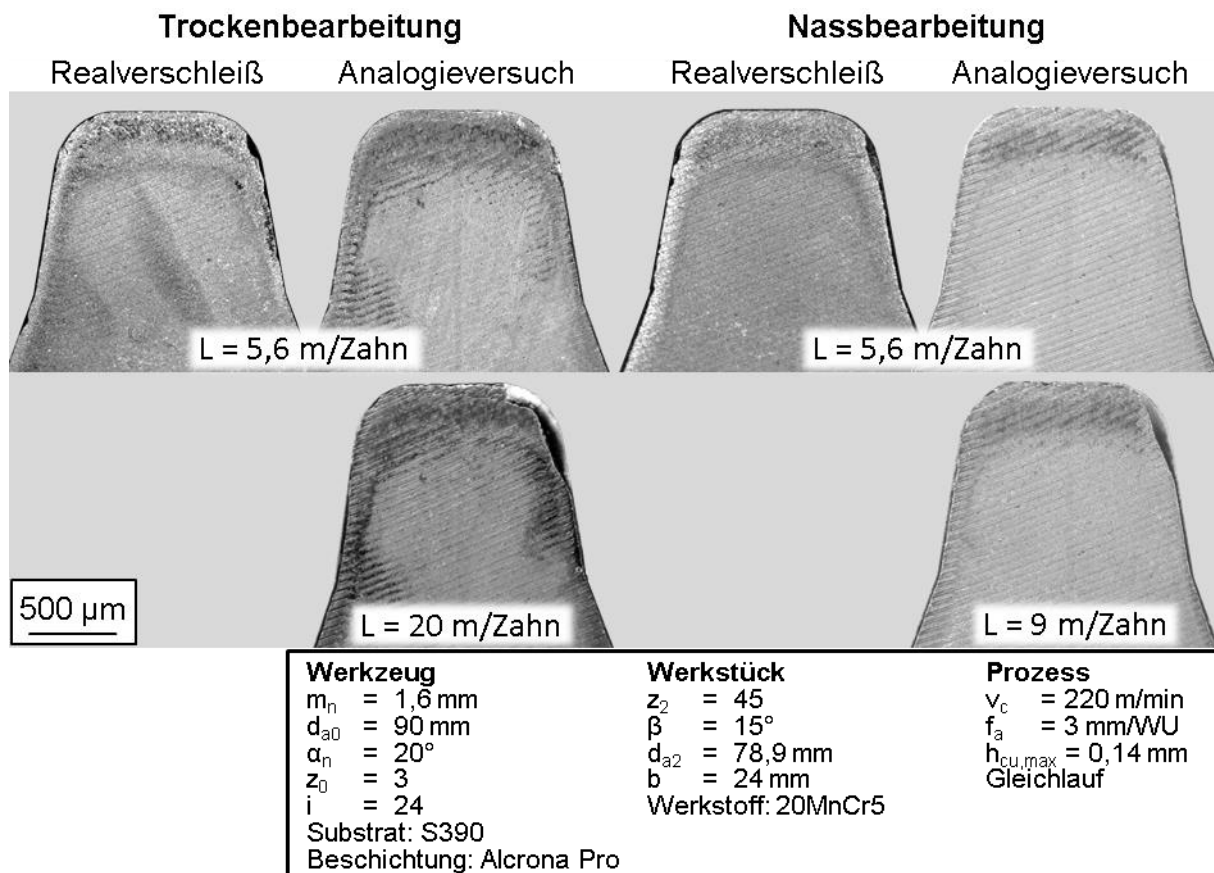


Bild 6.2: Vergleich des Verschleißbildes von Real- und Analogieprozess

Der Verschleiß entwickelte sich beim Realfräsen schneller als im Analogieversuch. Zur genauen Beurteilung des Verschleißzustandes wurde der maximale Freiflächenverschleiß der auslaufenden Flanke an jedem Zahn des Realfräasers gemessen. Unter Ausschluss von nicht-repräsentativen Verschleißspitzen, siehe Bild 6.3, ergaben sich dabei die Mittelwerte der maximalen Verschleißmarkenbreite $VB_{max,mittel,trocken} = 75 \mu\text{m}$ und $VB_{max,mittel,nass} = 74 \mu\text{m}$.

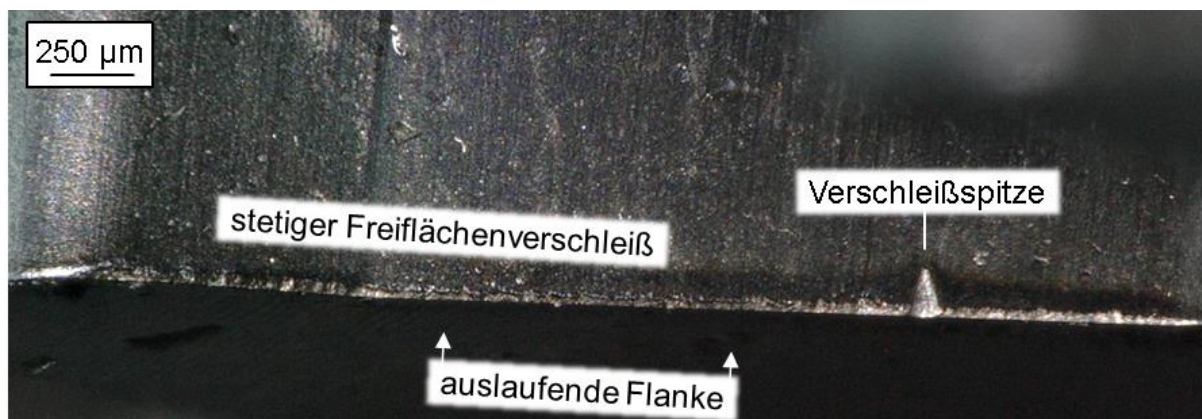


Bild 6.3: Verschleißspitzen im Vergleich zu stetigem Freiflächenverschleiß

Der Mittelwert ist allerdings weit unter dem zulässigen $VB_{\max, \text{zulässig}} = 140 \mu\text{m}$. Daher wird angenommen, dass der Realwälzfräser noch nicht verschlissen ist, sondern vielmehr einen bestimmten Verschleißzustand im linearen Verschleißbereich des Schlagzahns abbildet. Um das Stadium des Verschleißes einzuordnen und den Real- und Analogieprozess direkt miteinander zu vergleichen, wird in Bild 6.4 der mittlere maximale Fräserverschleiß $VB_{\max, \text{mittel}}$ in die entsprechende Verschleißkurve des Schlagzahnes eingepflegt.

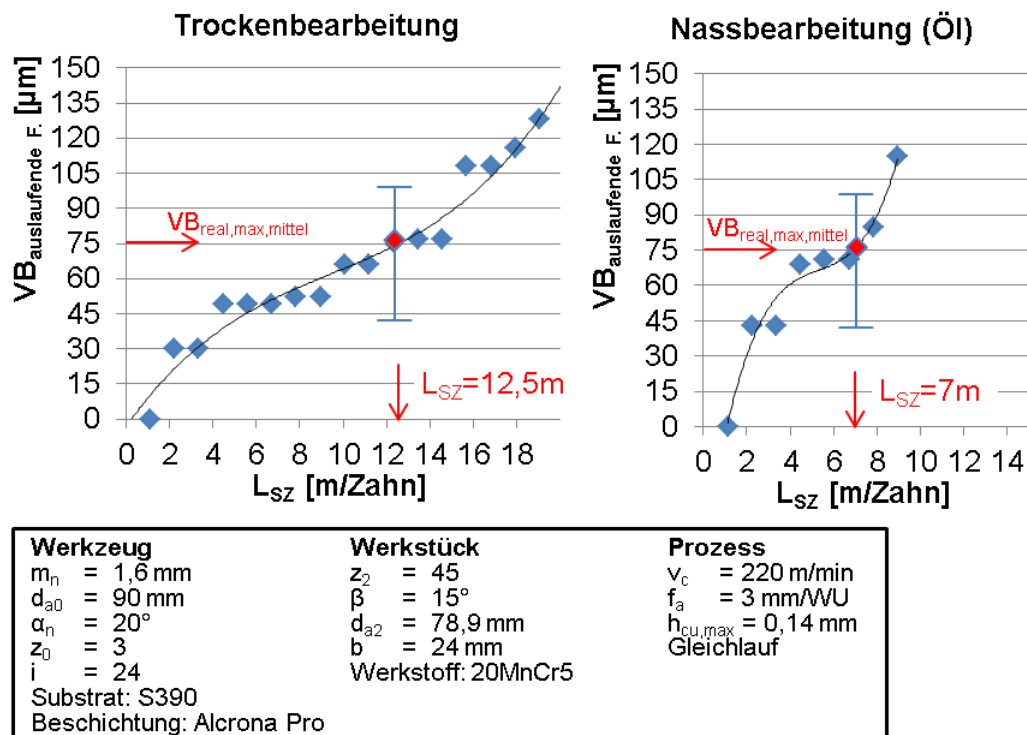


Bild 6.4: Einordnung des Realfräasers in den Verlauf des Schlagzahnverschleißes

Aus der Abbildung und dem Bezug des Standweges aus dem Realversuch auf den Standweg des Schlagzahnes beim Zustand $VB_{SZ} = VB_{\text{Real}}$ ergeben sich spezielle Umrechnungsfaktoren zum Bewerten der Standwege von Real- und Schlagzahnversuch.

$$K_{\text{Trocken}} = \frac{L_{\text{real}}}{L_{\text{SZ}}(VB_{\text{real}})} = \frac{5,6 \text{ m}}{12,5 \text{ m}} \approx 0,45 \quad (6-1)$$

$$K_{\text{Nass}_\text{Öl}} = \frac{L_{\text{real}}}{L_{\text{SZ}}(VB_{\text{real}})} = \frac{5,6 \text{ m}}{7 \text{ m}} \approx 0,8$$

Demnach hat der Übergang vom Schlagzahn zum Realprozess bei trockener Prozessführung einen größeren Einfluss als beim Einsatz von Kühlschmierstoff und

unterstützt damit die These, dass die Rahmenbedingungen einen großen Einfluss auf den Umrechnungsfaktor besitzen.

Die Voruntersuchung zeigt deutlich, dass der Standweg zwischen Schlagzahnalogie- und Realprozess insbesondere bei der Trockenbearbeitung abweichen kann. Für das verwendete Werkzeug mit Protuberanz ergibt sich der Umrechnungsfaktor $K_{\text{Trocken}} \approx 0,45$. Die Größenordnung des Umrechnungsfaktors deckt sich dabei mit den Erfahrungen von Winkel beim entsprechenden Vergleich im Einsatz von Hartmetall im Trockenschnitt [Wink05].

Als Konsequenz ergeben sich in der Hauptuntersuchung im Schlagzahnalogietest übersteigerte Standwege, sodass Schnittgeschwindigkeiten angewendet werden konnten, welche sich über dem industriellen Einsatzbereich befinden. Der Vergleich anhand der Zielschnittgeschwindigkeit $v_{c,10}$ ist trotzdem zielführend, da damit der direkte Verschleißeinfluss der Werkzeuggeometrie quantifiziert werden kann.

6.2 Bezugsprofilunabhängige Werkzeugbelastung

Um die Verschleißausprägungen, welche in den folgenden Kapiteln der Versuchsauswertung dargestellt werden, einzuordnen, soll zunächst auf Verschleißmechanismen eingegangen werden, die bei allen Versuchspunkten unabhängig vom Werkzeugprofil auftraten. Bedingt werden diese durch die grundlegende Prozess- und Werkzeugauslegung und die Schnittparameter. Diese Mechanismen sollen Anhand eines Beispielwerkzeugprofils diskutiert werden.

Grundsätzlich treten beim Wälzfräsen mit unterschiedlichen maximalen Kopfspannungsdicken und damit verschiedenen Axialvorschüben auch unterschiedliche kritische Verschleißformen auf. Für die Versuche des Moduls $m_n = 3 \text{ mm}$ werden diese in Bild 6.5 exemplarisch gegenübergestellt. Im Bild sind Verschleißformen und korrelierende kritische Belastungskenngrößen aufgetragen, welche für die Verschleißausprägung verantwortlich sein können. Dabei gelten die Markierungen der Belastungskenngrößen sowohl für das linke als auch das rechte Bild.

Bei kleineren Kopfspannungsdicken war in den meisten Fällen die erreichte Verschleißmarkenbreite auf der Freifläche verschleißkritisch. Hierbei traten die Maximalwerte der Verschleißmarkenbreite hauptsächlich im Bereich der größten Schnittbogenlängen auf, welcher sich im oberen Teil der auslaufenden Flanke befindet. Da bei kleinen Kopfspannungsdicken der Kolkmittenabstand von der Schneidkante sinkt, kam es in einigen Fällen zur Vermischung von Kolk- und Freiflächenverschleiß. Freiflächenverschleiß zeigte sich außer auf der auslaufenden Flanke ebenfalls im Bereich zwischen Zahnkopf und der einlaufenden Flanke. Hier

treten maximale mittlere Schnittbogenlängen in Verbindung mit der maximalen Anzahl von Zahneingriffen auf.

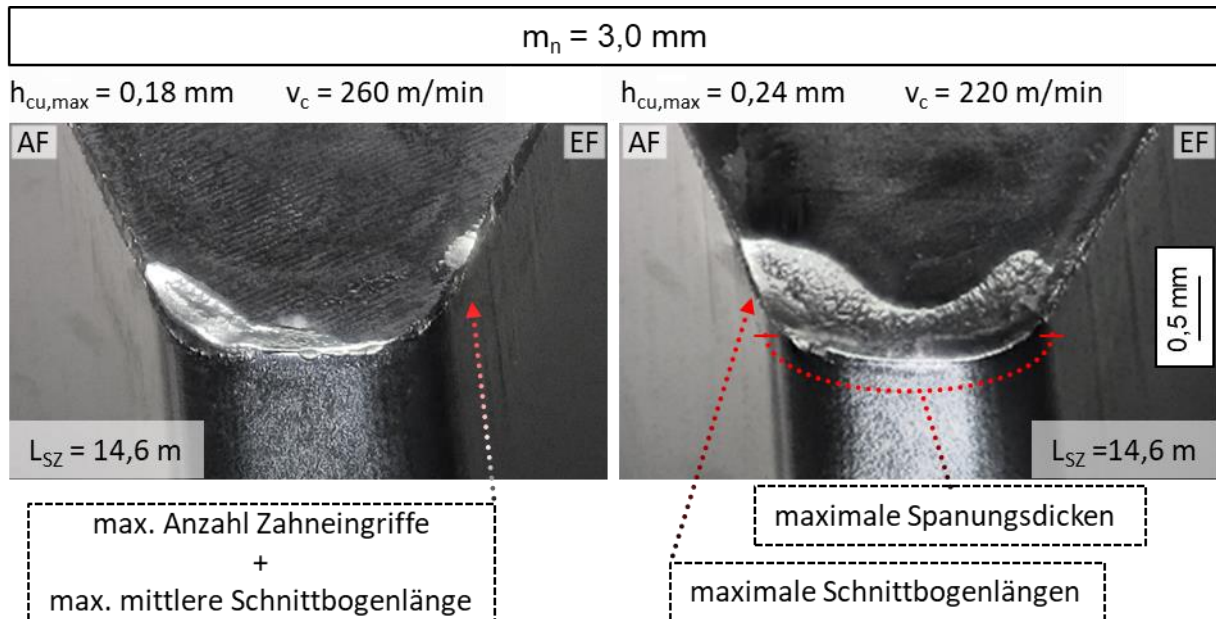


Bild 6.5: Typische Verschleißausprägungen bei unterschiedlichen Axialvorschüben

In Abhängigkeit von Schnittgeschwindigkeit und Werkzeugprofil kam es auch dazu, dass Zähne bei größerem Vorschub langsamer bzw. gleich schnell auf der Freifläche verschlissen wie bei kleinen Vorschüben. Ursache dafür ist der Fakt, dass mit zunehmenden Spannungsdicken bzw. Axialvorschüben die absolute Anzahl von Zahneingriffen pro Werkstück sinkt. Damit verringert sich die Gesamtbelastung der Freiflächen. Gleichzeitig nimmt die Belastung der Spanfläche durch Spanablauf und Spanumformung zu. Folglich war bei großen Kopfspannungsdicken generell der Kolkverschleiß verschleißkritisch. Dieser trat in Folge der Kombination aus maximalen Schnittbogenlängen und großen Spannungsdicken leicht unterhalb der Kopfrundung an der auslaufenden Flanke auf. In einigen Fällen entstand Kolkverschleiß auch an der einlaufenden Flanke am Punkt der maximalen Anzahl von Zahneingriffen und mittleren Schnittbogenlängen. Bei flächenmäßig kleinen Zahnköpfen trat Kolkverschleiß entlang der gesamten Schneidkante auf. Neben der Spannungsdicke besitzt auch die Schnittgeschwindigkeit einen Einfluss auf die Ausprägung des Kolkes.

Aus Bild 6.6 geht hervor, dass sich die vom Kolkverschleiß betroffene Fläche mit steigender Schnittgeschwindigkeit vergrößert. Alle dargestellten Zähne befinden sich am Standzeitende und weisen daher eine Kolktiefe von ca. 100 μm auf. Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit wird die als zulässig angenommene Kolktiefe eher, d. h. nach einem kürzeren Standweg pro Zahn, erreicht.

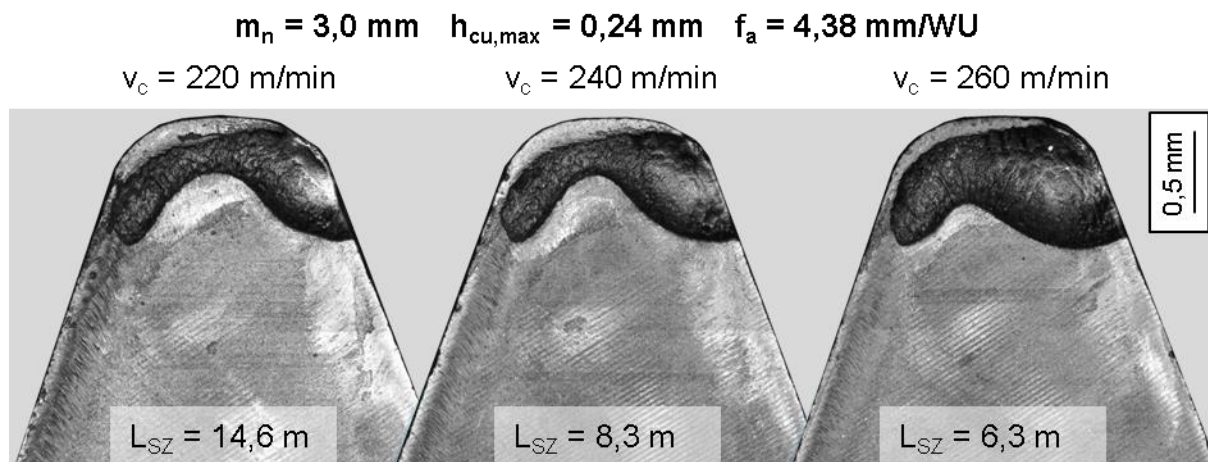


Bild 6.6: Entwicklung des Kolkverschleißes bei Steigerung der Schnittgeschwindigkeit

Der Zerspanprozess selbst unterliegt einer Reihe von Einflussfaktoren, welche sich statistisch auswirken und somit Schwankungen in Standlängen und Verschleißausprägungen hervorrufen. Um die Aussagekraft der Versuchsergebnisse zu validieren, wurde die Wiederholgenauigkeit beim Analogieversuch durch Zerspanen mit identischen Versuchsparametern an drei Schlagzähnen untersucht. Die Versuchsergebnisse werden in Bild 6.7 zusammengefasst. Bei den untersuchten Werkzeugen trat in allen Fällen eine vergleichbare Ausprägung des Kolkverschleißes auf. Hinsichtlich der erreichten Standwege ergibt sich eine Prozessstreuung von ca. 20 %.

Neben dem Kolkverschleiß zeigt Bild 6.7 auch den Verlauf der Verschleißmarkenbreite an der auslaufenden Flanke. Es ist ersichtlich, dass auch der Initialverschleiß streut. Ursachen dafür können z.B. Defekte an der Schneidkante sein. Im untersuchten Fall hat der unterschiedliche Initialverschleiß keinen Einfluss auf die Standzeit und die bis dahin erreichte Verschleißmarkenbreite. Die Verschleißmarkenbreiten erreichen den maximal zulässigen Wert von $VB_{max} = 150 \mu\text{m}$ nicht, da vorher eine kritische Kolktiefe auftritt.

Bei den Versuchen des Moduls $m_n = 1,5 \text{ mm}$ kam es im relevanten Schnittgeschwindigkeitsbereich nur in Ausnahmefällen zu kritischem Freiflächenverschleiß. Vielmehr war sowohl bei kleiner als auch bei großer Kopfspanungsdicke der Kolkverschleiß verschleißkritisch, welcher bei großer Kopfspanungsdicke entsprechend stärker auftrat. Im Detail werden die Unterschiede bei Änderung des Moduls im folgenden Kapitel beschrieben.

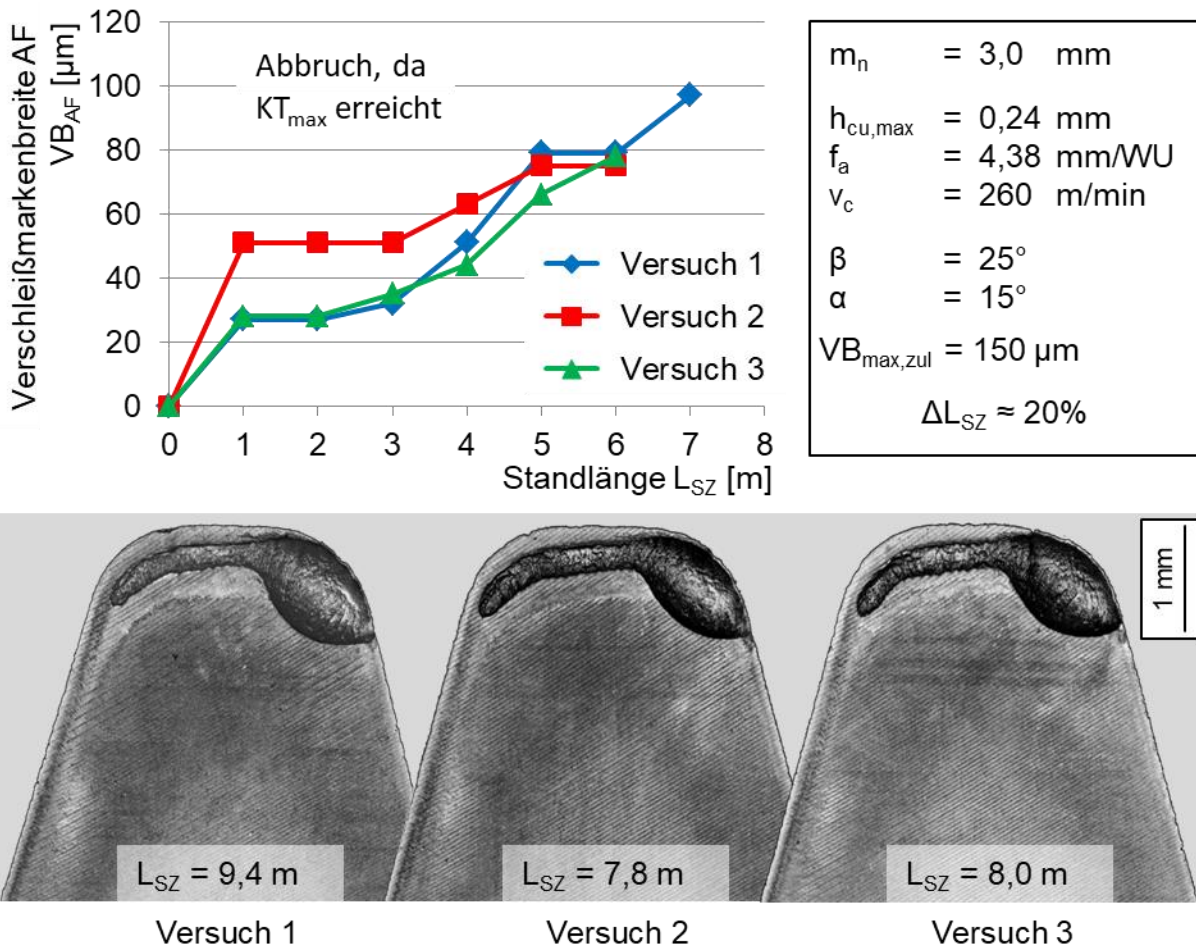


Bild 6.7: Wiederholgenauigkeit der Schlagzahnversuche

6.3 Verschleißeinfluss des Moduls

Im Schlagzahnanalogieversuch wurden die Geometrielemente des Bezugsprofils an Werkzeugen der Module $m_n = 1,5$ mm und $m_n = 3,0$ mm untersucht. Dabei wurden bei beiden Moduln gleiche Variationen durchgeführt, um den Einfluss der Verzahnungsgröße zu untersuchen. Die geometrischen Verhältnisse der Werkzeugauslegung wurden so weit wie möglich ähnlich gelassen. Um z.B. die Grenzen der Vorschubmarkierungstiefe nicht zu überschreiten, ergaben sich die in Tabelle 5.1, Seite 42 dargestellten Unterschiede hinsichtlich Werkzeugdurchmesser, Gangzahl und Anzahl von Spannuten.

Bei gleichen Schnittgeschwindigkeiten und Kopfspannungsdicken zeigten die Schlagzähne unterschiedlichen Moduls deutliche Differenzen hinsichtlich Standlänge und Verschleißausprägung. Diese Unterschiede werden exemplarisch in Bild 6.8 dargestellt.

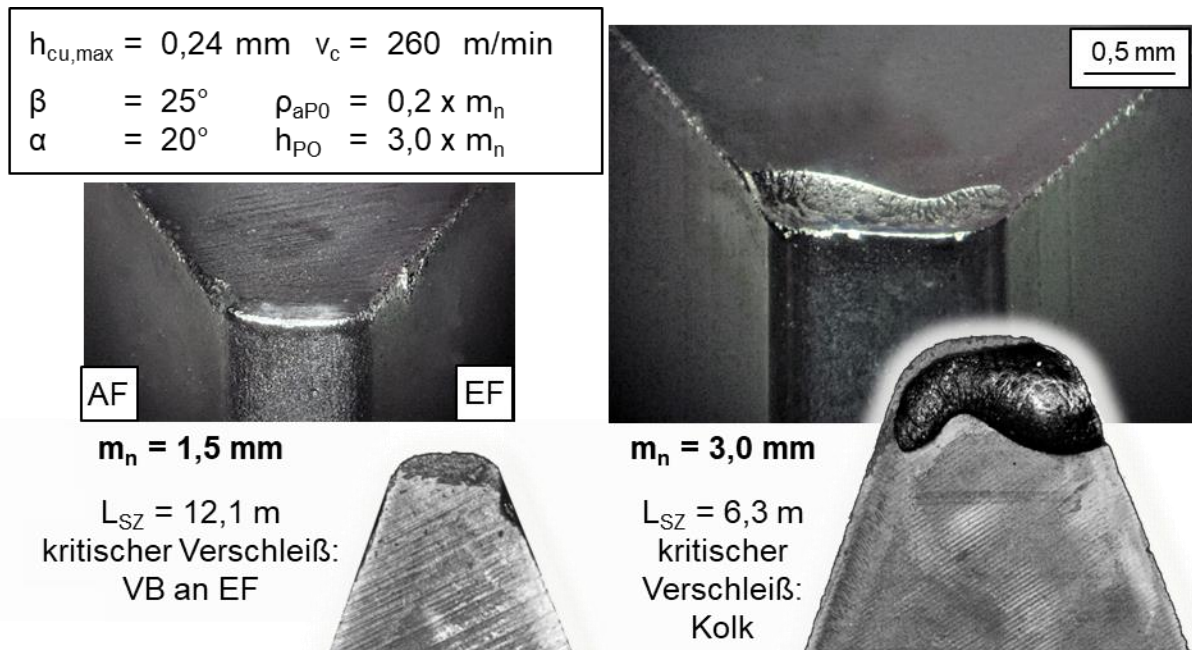


Bild 6.8: Verschleißeinfluss des Moduls bei gleichen v_c und $h_{cu,max}$

Es ist sichtbar, dass beim Beispielwerkzeug mit Modul 1,5 mm bei der Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 260 \text{ m/min}$ fast kein Kolkverschleiß auftrat, während er beim Werkzeug mit Modul 3 mm verschleißkritisch war. Die größte Kolkentiefe trat bei Modul 3 mm im Beispiel im Bereich der maximalen Schnittbogenlängen auf. Da beim Modul von 1,5 mm die Maximalwerte der Schnittbogenlänge kleiner sind als bei 3 mm, reduziert sich dort wegen der geringeren Aufheizzeit auch die thermische Belastung. Die etwas dickere Beschichtung der kleinen Schlagzähne wirkt sich thermisch isolierend und damit ebenfalls kolkverschleißmindernd aus. Bei Modul 1,5 mm befand sich das Maximum der Verschleißmarkenbreite bei niedriger Schnittgeschwindigkeit am Ort der maximalen Anzahl der Zahneingriffe. Insgesamt ist die Standzeit beim Werkzeug mit Modul 1,5 mm gegenüber dem Werkzeug mit dem größeren Modul deutlich erhöht.

Wenn durch Steigerung der Schnittgeschwindigkeit die thermische Belastung erhöht wurde, so kam es auch beim Modul $m_n = 1,5 \text{ mm}$ zur Kolkbildung. Um ähnliche Verschleißbedingungen und Standlängen im Vergleich zu Modul 3 mm zu erhalten, wurden die Versuche bei gesteigerten Schnittgeschwindigkeiten durchgeführt. Da sich bei konstanter Kopfspannungsdicke beim Wechsel des Moduls das Größenverhältnis von Spannungsdicke zu Spanfläche ändert, sind beim Modul $m_n = 1,5 \text{ mm}$ die kolkverschleißbehafteten Bereiche der Spanfläche relativ größer. Bei der kleinen Kopfspannungsdicke nähern sich die Ausprägungen des Kolkverschleißes der kleinmoduligen Werkzeuge eher denen der mit Modul $m_n = 3 \text{ mm}$ bei der großen Kopfspannungsdicke an. Die beschriebenen Phänomene werden am Beispiel eines Norm-BP111-nahen Werkzeugprofils in Bild 6.9 illustriert.

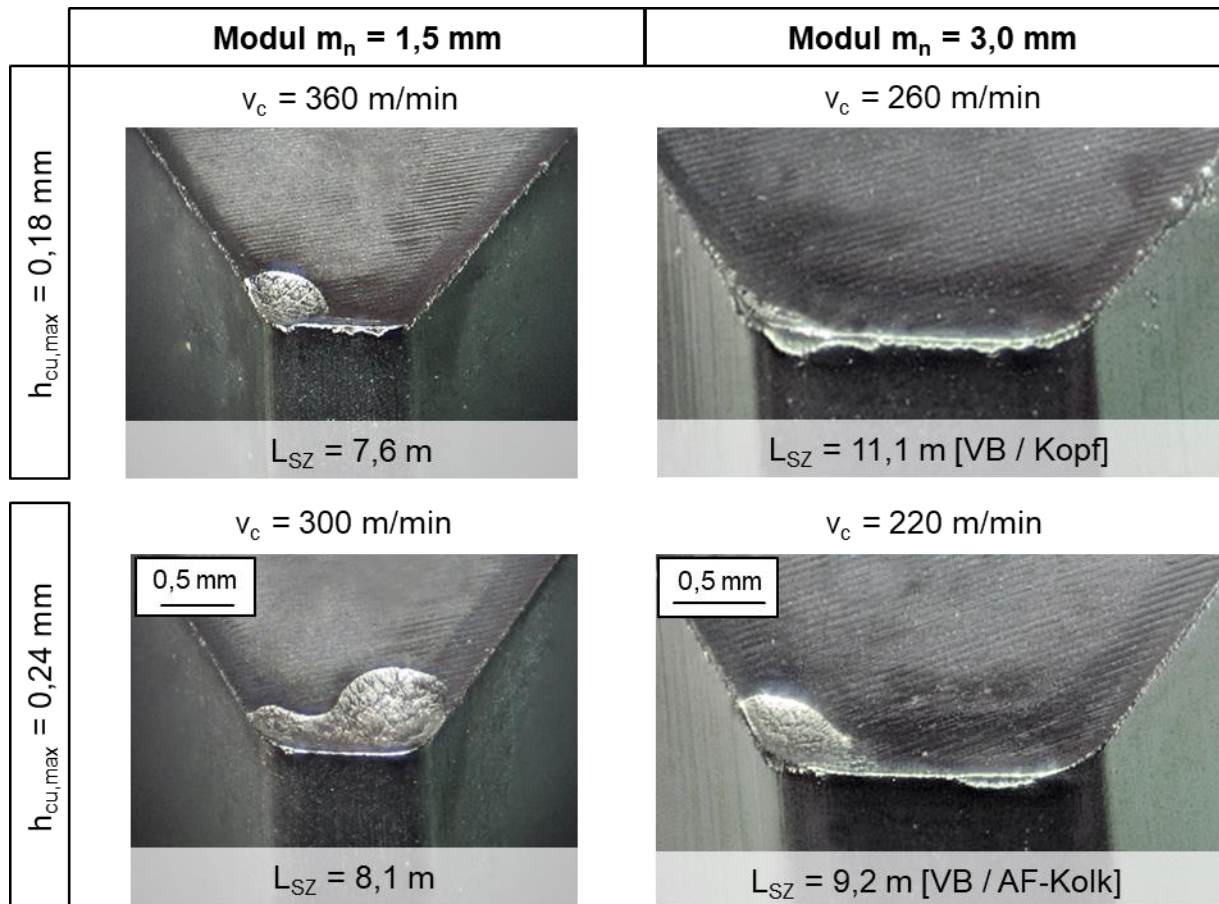


Bild 6.9: Vergleich typischer Verschleißerscheinungen unterschiedlicher Module bei Referenzbedingungen

An den Zielschnittgeschwindigkeiten $v_{c,10}$ (10 m Standweg/Schlagzahn) wird die Größenordnung der modulabhängigen Schlagzahnbelastung sichtbar. Um den Einfluss des Moduls auf den wirtschaftlichen Schnittgeschwindigkeitsbereich zu beschreiben, soll an dieser Stelle als Kennwert das Verhältnis der Zielschnittgeschwindigkeiten $\Delta v_{c,10}$, welches durch Gleichung (6.2) berechnet werden kann, eingeführt werden.

$$\Delta v_{c,10} = \frac{v_{c,10,m_n=1,5 \text{ mm}}}{v_{c,10,m_n=3,0 \text{ mm}}} \quad (6.2)$$

Die sich daraus ergebenden Schnittgeschwindigkeitsverhältnisse werden in Bild 6.10 für die direkt vergleichbaren Werkzeugprofile der beiden Module dargestellt.

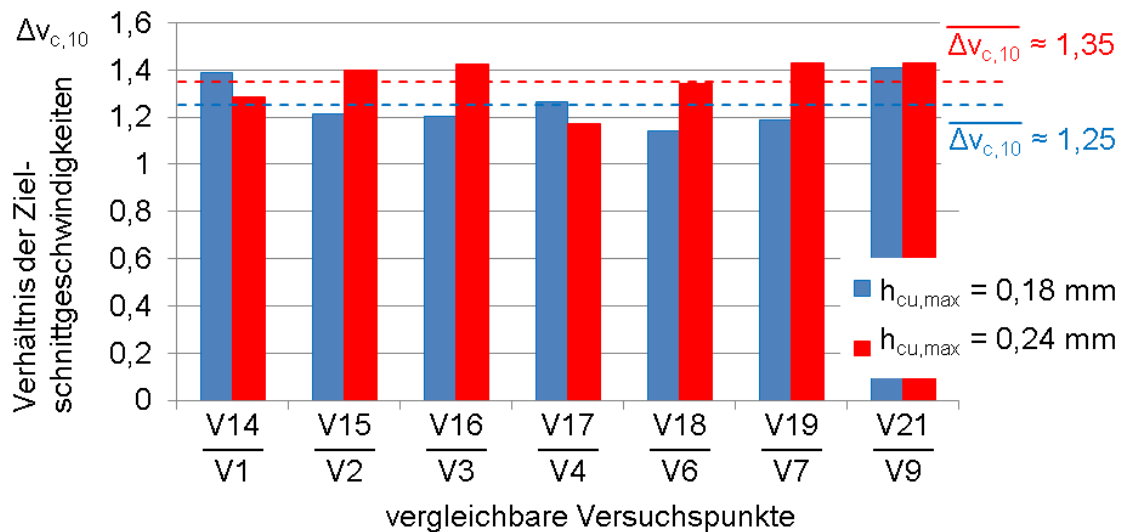


Bild 6.10: Moduleinfluss auf den wirtschaftlichen Schnittgeschwindigkeitsbereich

Die jeweiligen Versuchspunkte können anhand des Versuchsplanes in Anhang 2 identifiziert werden. Unabhängig vom genauen Gegenstand der Einzelversuche sind im Mittel die Zielschnittgeschwindigkeiten zum Erreichen des Standweges von 10 m bei Modul $m_n = 1,5$ mm gegenüber dem großen Modul um 1,25- bis 1,35-fach größer. Im untersuchten Fall konnten Zahnräder des kleinen Moduls bei Schnittgeschwindigkeiten zwischen 330 und 350 m/min und Zahnräder des großen Moduls bei Schnittgeschwindigkeiten zwischen 240 und 280 m/min wirtschaftlich bearbeitet werden.

Bild 6.11 zeigt den qualitativen Einfluss des Verzahnungsmoduls auf relevante Belastungskenngrößen. Es wird ersichtlich, dass die Hauptursache für den gesteigerten Schnittwertebereich beim kleinen Modul stark reduzierte Schnittbogenlängen sind. Für die gesteigerten Kolkflächenanteile der Spanfläche beim kleinerem Modul sind die Größenverhältnisse von Span zu Spanfläche ausschlaggebend. Obwohl die Späne beim größeren Modul großvolumiger werden, nehmen Größen, welche auf absolute geometrische Größen bezogen werden, z.B. das maximale vom Kopfbereich der Spanfläche zerspannte Volumen bezogen auf den Kopfbereich, mit größer werdendem Modul ab.

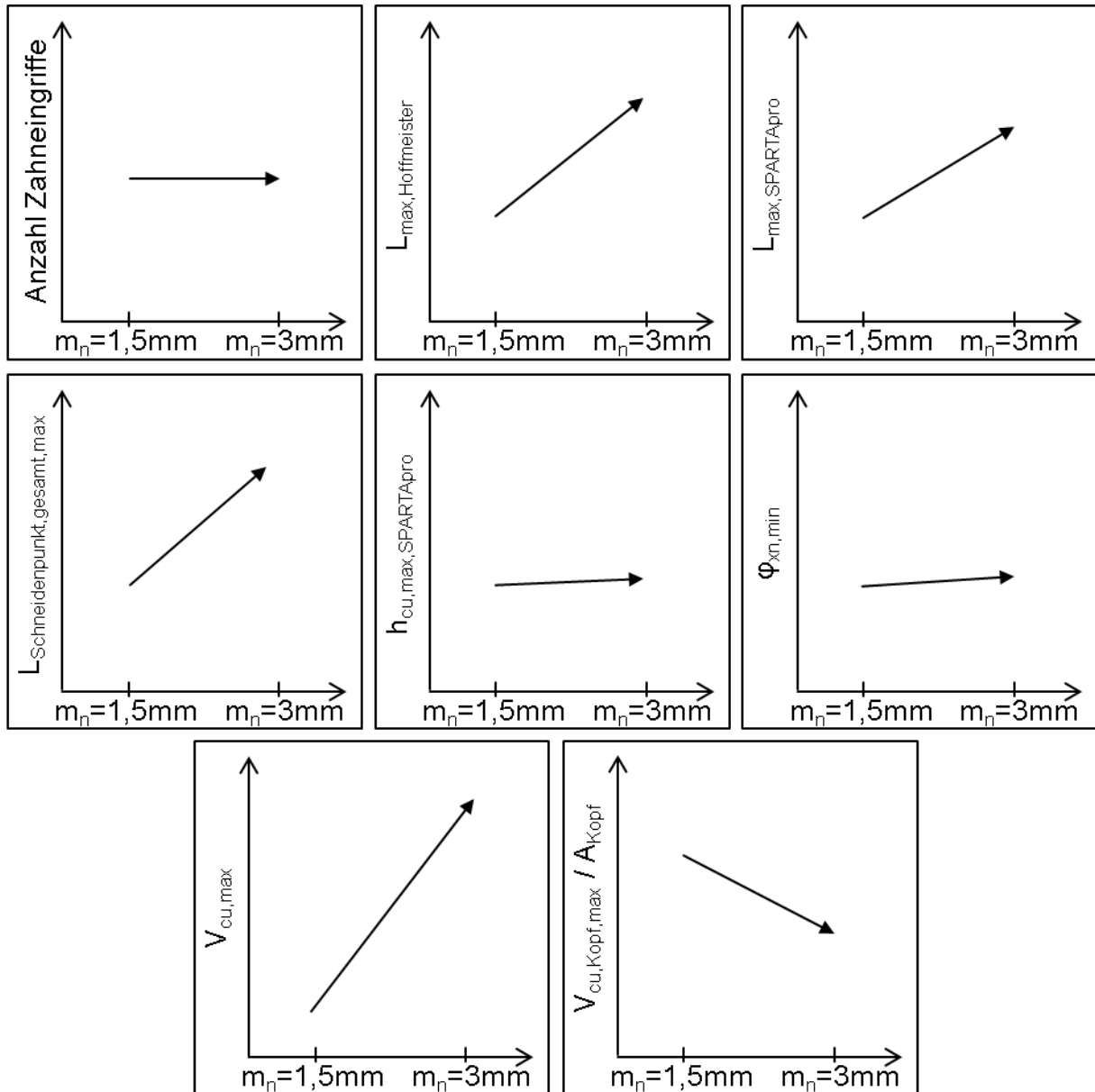


Bild 6.11: Moduleinfluss auf Belastungskenngrößen

Wie schon zuvor erwähnt, befinden sich die Bereiche maximaler Schnittbogenlänge im Kopfrundungsbereich der auslaufenden Flanke, wohingegen die maximale aufsummierte Schnittbogenlänge im Kopfrundungsbereich der einlaufenden Flanke erreicht wird. An letzterer Stelle kam es sporadisch zu erhöhtem Freiflächenverschleiß.

6.4 Verschleißeinfluss des Kopfrundungsradius

Das in DIN3972 genormte Bezugsprofil BPIII weist einen relativen Kopfrundungsradius von $0,2 \times m_n$ auf. In der industriellen Praxis wird vermutet, dass Profile mit Vollradius langsamer verschleifen als Profile mit kleinem Kopfrundungsradius. Ausgehend davon, wurde bei beiden Moduln der

Kopfrundungsradius in den Stufen $0,2 \times m_n$, $0,3 \times m_n$ und $0,4 \times m_n$ variiert. Die letzte Stufe entspricht in etwa dem Vollradius.

Wenn bei den Untersuchungen Kolkverschleiß auftrat, so war er bei Profilen mit kleinen Kopfrundungsradien auf beide Kopfrundungsbereiche bzw. auf den Eckbereich der auslaufenden Flanke konzentriert. Bei Steigerung des Kopfrundungsradius verteilte sich die Kolkausbildung dann entlang der Schneidkante bis hin zu einem schneidkantenparallelen Verlauf beim Vollradius. Aus Bild 6.12, welches Verschleißbilder bei Referenzbedingungen der großen Kopfspannungsdicke zeigt, geht hervor, dass der kolkbehaftete Bereich der Spanfläche sich insbesondere beim Modul $m_n = 3 \text{ mm}$ mit dem Kopfrundungsradius verändert.

Bei Modul $m_n = 1,5 \text{ mm}$ kommt es vermutlich zur Überlastung am Ort der größten Schnittbogenlängen, sodass hier die Verschleißgrenze im Bereich der Kopfrundung an der auslaufenden Flanke erreicht wird, bevor sich der Kolk weiter entlang der Schneidkante in Richtung einlaufende Flanke ausbreiten kann. Im letzten dargestellten Fall d) in Bild 6.12 wird deutlich, dass sich erhöhte Schichtdicken kolkhemmend auswirken. Die entsprechenden Werkzeuge des mittleren und großen Kopfrundungsradius halten durch das Nichtvorhandensein von Kolk länger als das Werkzeug mit dem kleinsten Kopfrundungsradius, da sich der Freiflächenverschleiß langsamer als die Kolktaufe entwickelt.

Beim kleinen Modul tritt auch bei geringen Kopfspannungsdicken Kolkverschleiß bzw. schneidkantennaher Spanflächenverschleiß kritisch auf. Im Fall, dass dort sowohl bei kleinen als auch bei großen Kopfrundungsradien Kolkverschleiß auftrat, waren die Unterschiede im Verschleißbild eher gering.

Bei erhöhten Schichtdicken und/oder bei Werkzeugen des Moduls $m_n = 3 \text{ mm}$ war beim Fräsen mit geringer Kopfspannungsdicke zumeist Freiflächenverschleiß standzeitbestimmend. Es gab bei unterschiedlichen Kopfrundungsradien allerdings keine deutlichen Unterschiede bezüglich des Orts der maximalen Verschleißmarkenbreite. Diese traten bei den Untersuchungen in allen Fällen im Bereich der maximalen Schnittbogenlängen im Kopfbereich der auslaufenden Flanke auf, siehe Bild 6.13. Zusätzlich zur erhöhten Schnittbogenlänge wirken dort im Vergleich zum Zahnkopf auch geringe effektive Freiwinkel. Ferner gab es auch teils kritische Verschleißmarkenbreiten im Bereich des Kopfes (Kopfabplatzer) und der einlaufenden Flanke, welche aber unsystematisch auftraten.

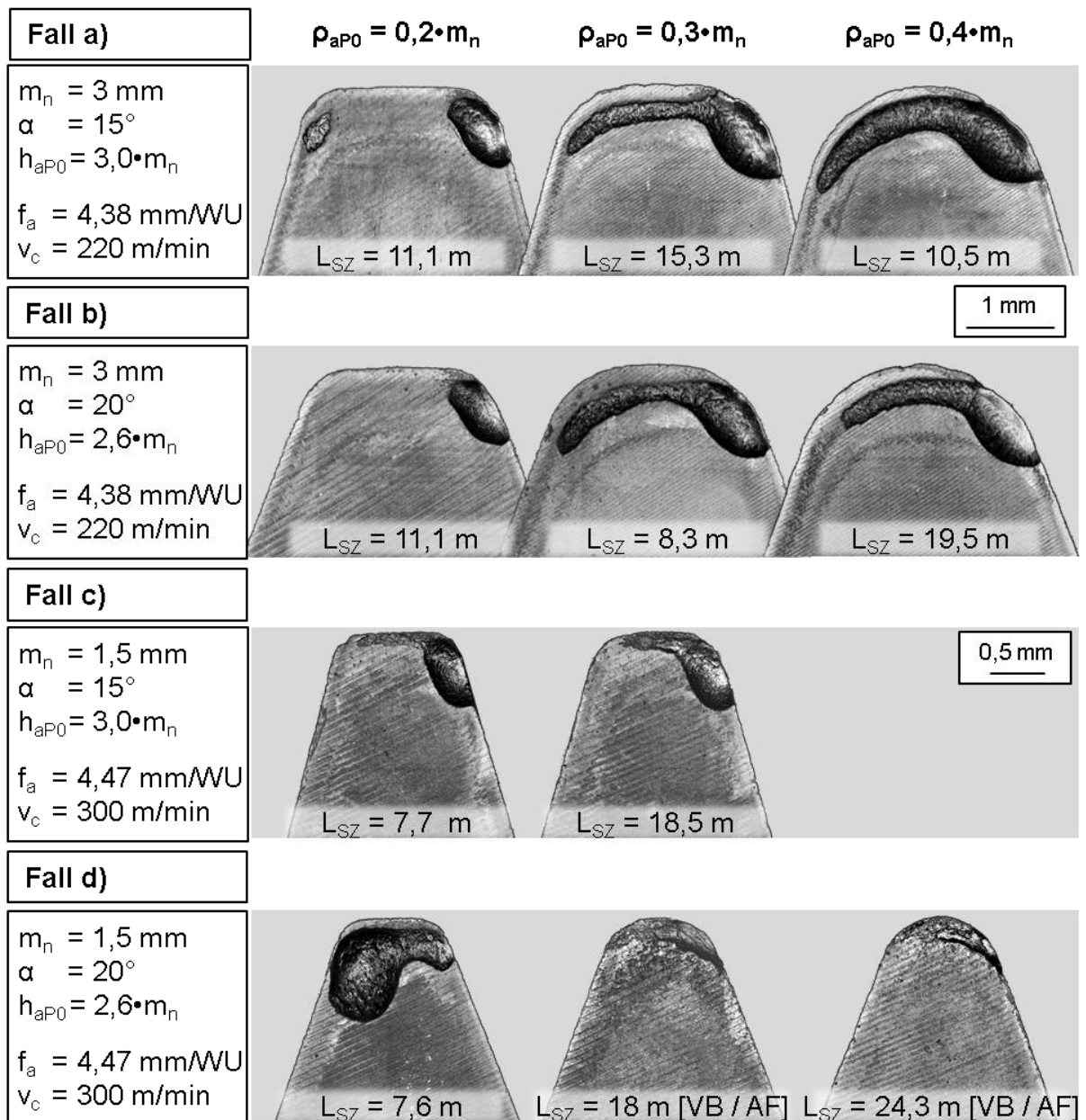


Bild 6.12: Verschleißeinfluss des Kopfrundungsradius beim Fräsen mit großer Kopfspanungsdicke

Da sich der Bereich der maximalen Schnittbogenlängen mit zunehmendem Kopfrundungsradius mit dem Ansatzpunkt des Radius in Richtung Flanke verschiebt, wird die Entfernung von Zahnkopf zum Ort der maximalen Verschleißmarkenbreite auf der auslaufenden Flanke ebenfalls größer.

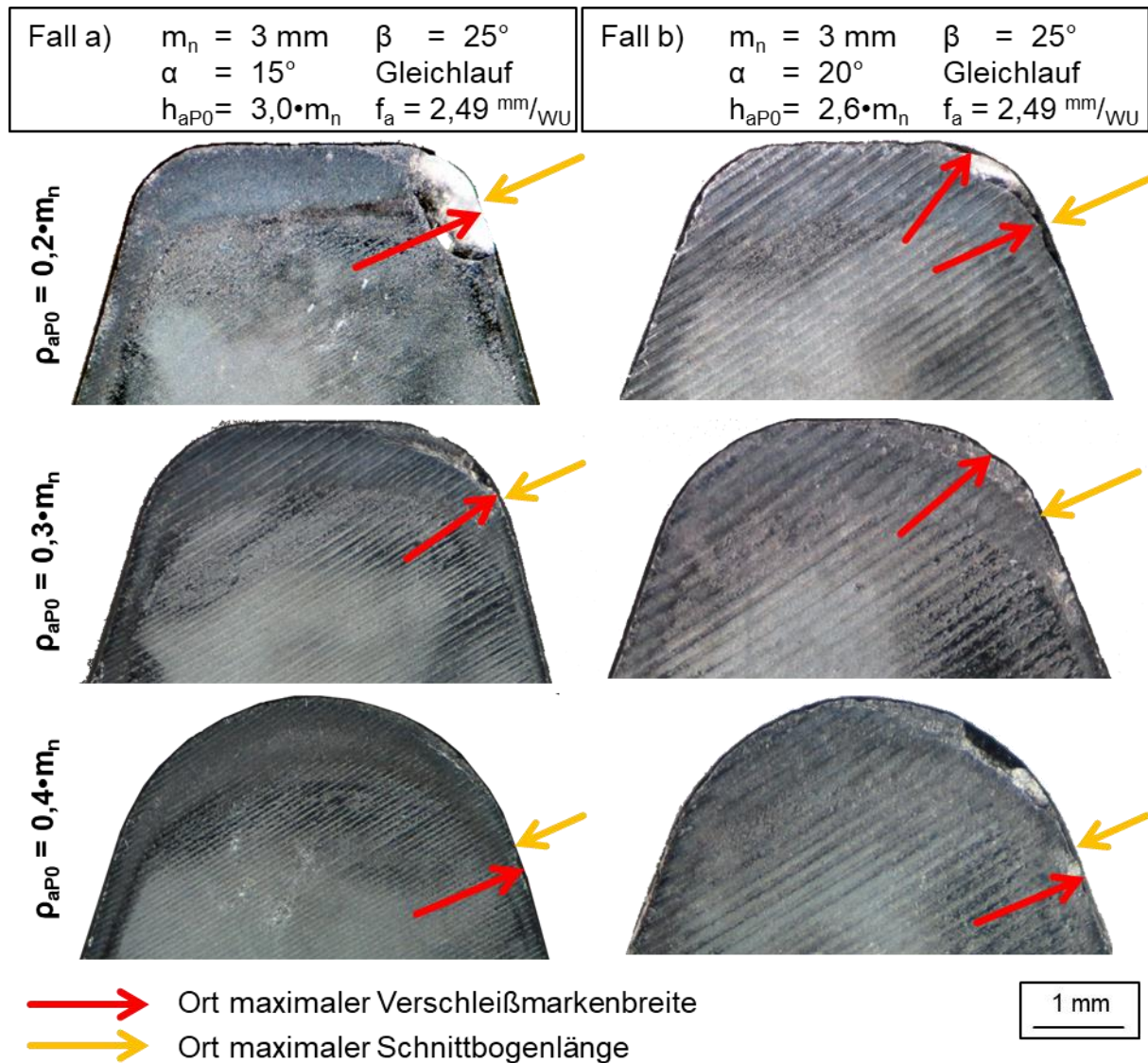


Bild 6.13: Freiflächenverschleiß bei unterschiedlichen Kopfrundungsradien

Unabhängig von den verschiedenen Verschleißformen traten während der Untersuchungen bei konstanten Schnittparametern bei Profilen mit großen Kopfradien bzw. bei Profilen mit Vollradius größere Standzeiten als bei Vergleichsprofilen mit geringeren Radien auf. In Einzelfällen kam es in Folge eines größeren Kopfrundungsradius sogar zur Verdoppelung der Standlänge.

Dieser Sachverhalt spiegelt sich auch bei den $v_{c,10}$ -Zielschnittgeschwindigkeiten wieder. Für die vier unterschiedlichen Versuchsfälle sind diese jeweils für die Kopfspanungsdicken von $h_{cu,max} = 0,18 \text{ mm}$ und $h_{cu,max} = 0,24 \text{ mm}$ in Bild 6.14 dargestellt.

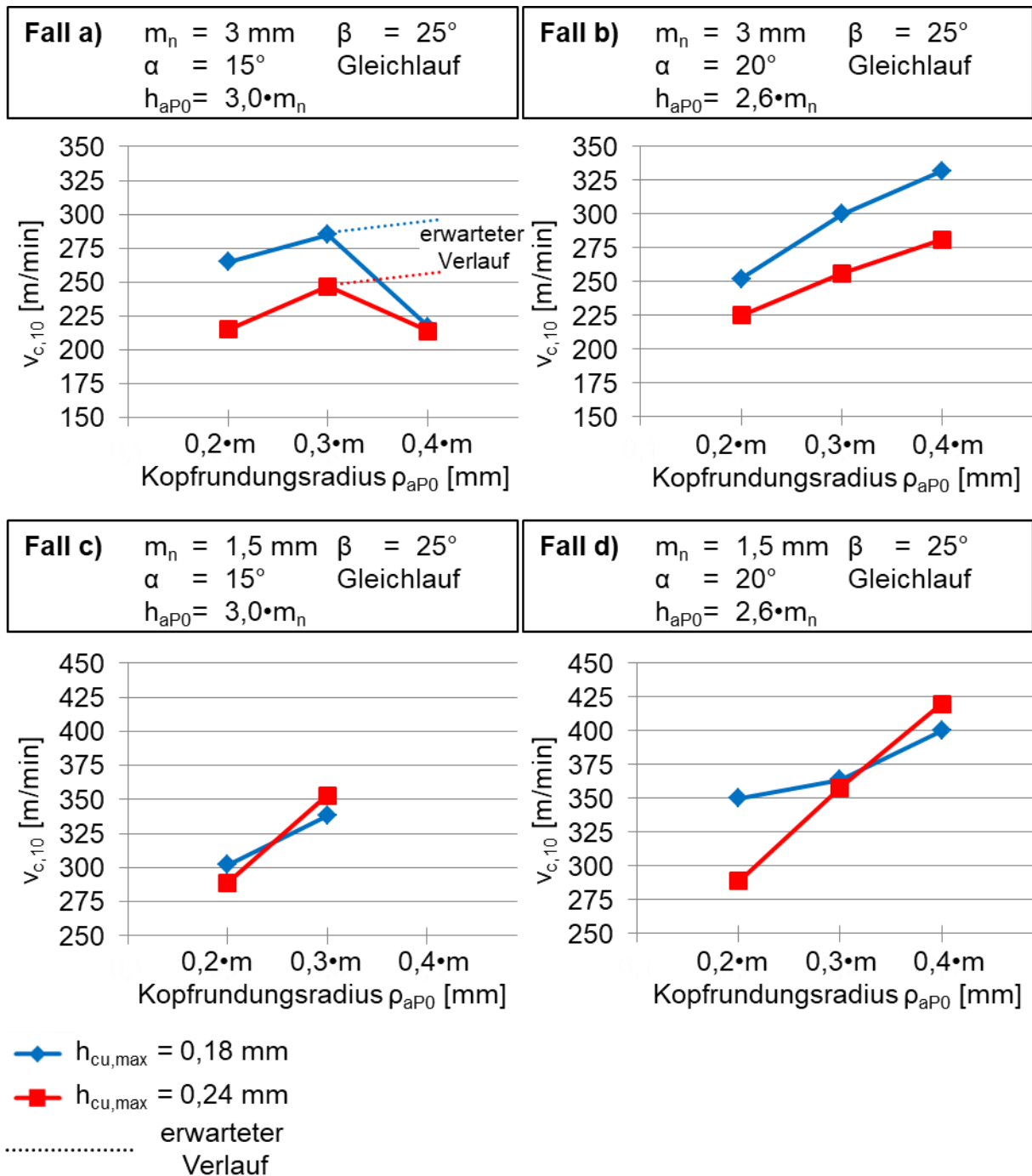


Bild 6.14: Einfluss des Kopfrundungsradius auf die Zielschnittgeschwindigkeit $v_{c,10}$

Bis auf die Versuchspunkte des Vollradius beim ersten Versuchsfall a) zeigen alle Versuchsergebnisse einen positiven Einfluss großer Kopfrundungsradien auf die Leistungsfähigkeit des Werkzeugs. Dabei ist auffällig, dass die Zielschnittgeschwindigkeiten beim Fräsen der Spanungsdicke $h_{cu,max} = 0,18 \text{ mm}$ nur im Fall b) des Bildes immer deutlich größer sind als die der größeren Kopfspanungsdicke (0,24 mm). Bei den Fällen a), c), und d) schneiden sich die Verläufe. Es liegt daher der Schluss nahe, dass Profile mit gesteigerten Kopfrundungsradien großen absoluten mechanischen Belastungen besser

widerstehen als solche mit kleinen Kopfrundungsradien. Die Gesamtlast, welche aus der Anzahl an Eingriffen und der jeweiligen absoluten mechanischen Last resultiert, rückt dann in den Vordergrund. Die Anomalie beim Fall a) resultiert höchstwahrscheinlich aus einer leicht reduzierten Schichtdicke des Werkzeugs mit dem Vollradius.

Aus Bild 6.15 geht hervor, dass Belastungskenngrößen, welche aus Werkzeugauslegung und dem Axialvorschub resultieren, im betrachteten Bereich nicht oder nur geringfügig vom Kopfrundungsradius abhängig sind.

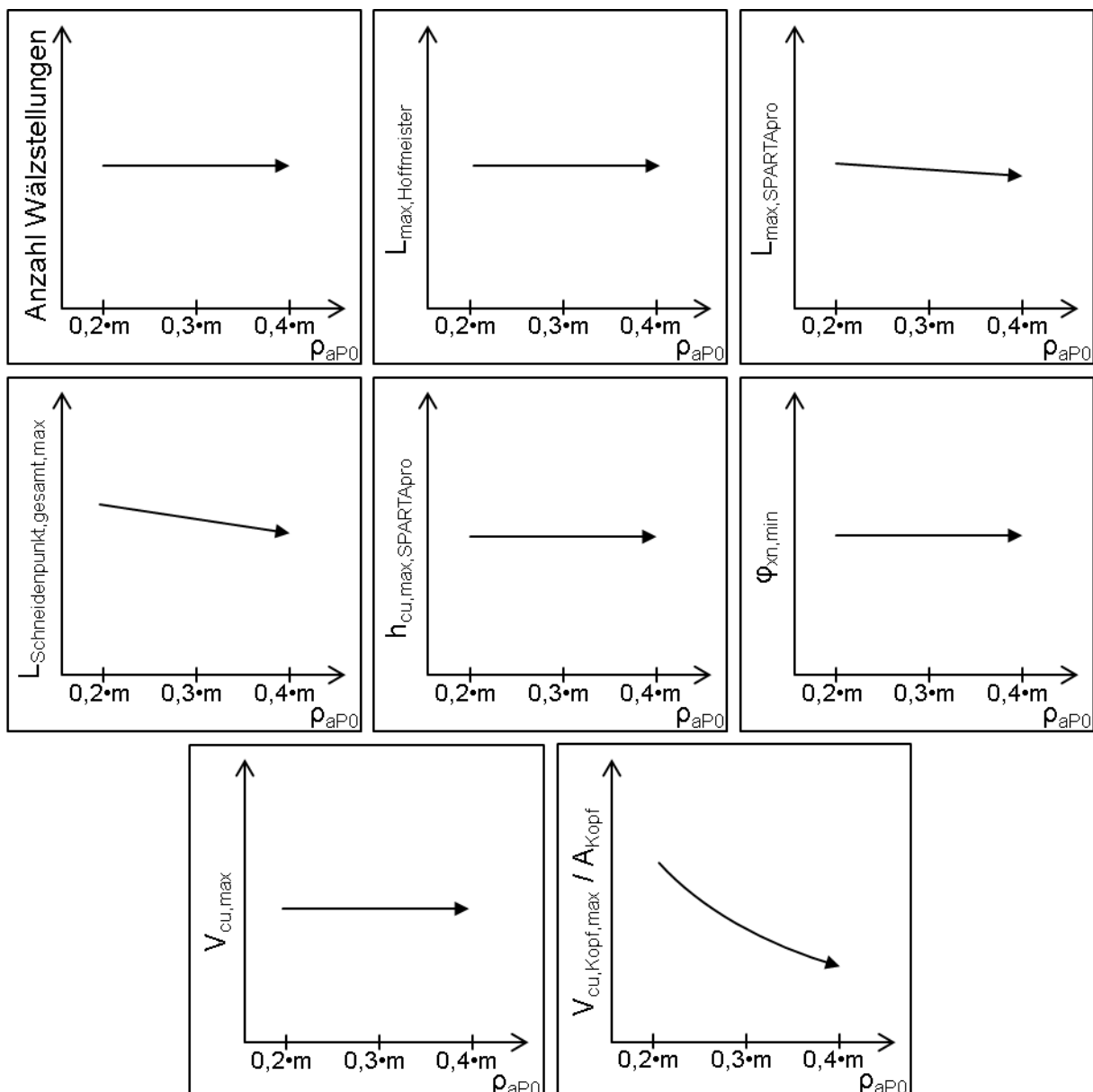


Bild 6.15: Einfluss des Kopfrundungsradius auf Belastungskenngrößen

Im Kapitel 2.3 wurde beschrieben, dass es beim Wälzfräsen zur mehrflankigen Spanabnahme kommt. Die damit verbundene Charakteristik der Spanumformung und des Spanablaufs belastet insbesondere den Kopfbereich, in welchem Material

aus beiden Flankenrichtungen und der Kopfrichtung fließt. Die letzte Kenngröße in Bild 6.15 qualifiziert diese Belastung. Dabei wird aus allen Wälzstellungen der Maximalwert der Spanvolumina, welche durch den Kopfbereich zerspannt werden, identifiziert und auf die Fläche des Kopfbereiches bezogen. Der Kopfbereich wird flankenseitig durch die letzten Punkte des Kopfrundungsradius begrenzt. Da mit zunehmendem Kopfrundungsradius die Fläche des Kopfes schneller wächst als das mit ihr zerspannte Volumen, kommt es zu einer deutlichen Abnahme des Kennwertes, was mit einer Abnahme der Belastung durch Spanumformung gleichzusetzen ist.

Um die Auswirkungen des Kopfrundungsradius auf die thermomechanische Belastung der Spanfläche zu identifizieren, wurden FEM-Simulationen zur Spannung der Wälzstellung mit dem jeweils maximalen Spanvolumen durchgeführt. Als Ergebnisse dieser Simulationsrechnung werden im folgenden Bild 6.16 Spanflächentemperaturen bei unterschiedlichen Werkzeugdrehwinkeln gezeigt.

Aus dem oberen Teil des Bildes wird deutlich, dass sich die Werkzeuge mit unterschiedlichen Kopfrundungsradien am Anfang der Zerspanung ähnlich verhalten. Die Kopfrundung an der auslaufenden Flanke entspricht der Stelle des ersten Materialkontakts und insgesamt auch des längsten Schnittbogens. Die größten Temperaturen werden generell im letzten Viertel des Materialkontakts erreicht.

Am Werkzeug mit einem kleinen Kopfrundungsradius werden im Eckenbereich sehr hohe Temperaturen erreicht, die insgesamt über einen relativ großen Drehwinkel aufrecht erhalten bleiben. Obwohl diese Temperaturbereiche auch durch Werkzeuge größerer Kopfrundungsradien erreicht werden, verringert sich jedoch mit größer werdendem Kopfrundungsradius die Zeit bzw. der Drehwinkel über den diese auftreten. Weiterhin erwärmt sich die Spanfläche beim Werkzeug mit großem Kopfrundungsradius ausgehend von der Stelle des maximalen Schnittbogens homogener entlang der Schneidkante. Die Endzustände der Spanflächentemperaturen deuten ebenfalls an, dass im Falle des kleinen Kopfrundungsradius eine deutlich höhere thermische Belastung im Eckenbereich vorgelegen hat.

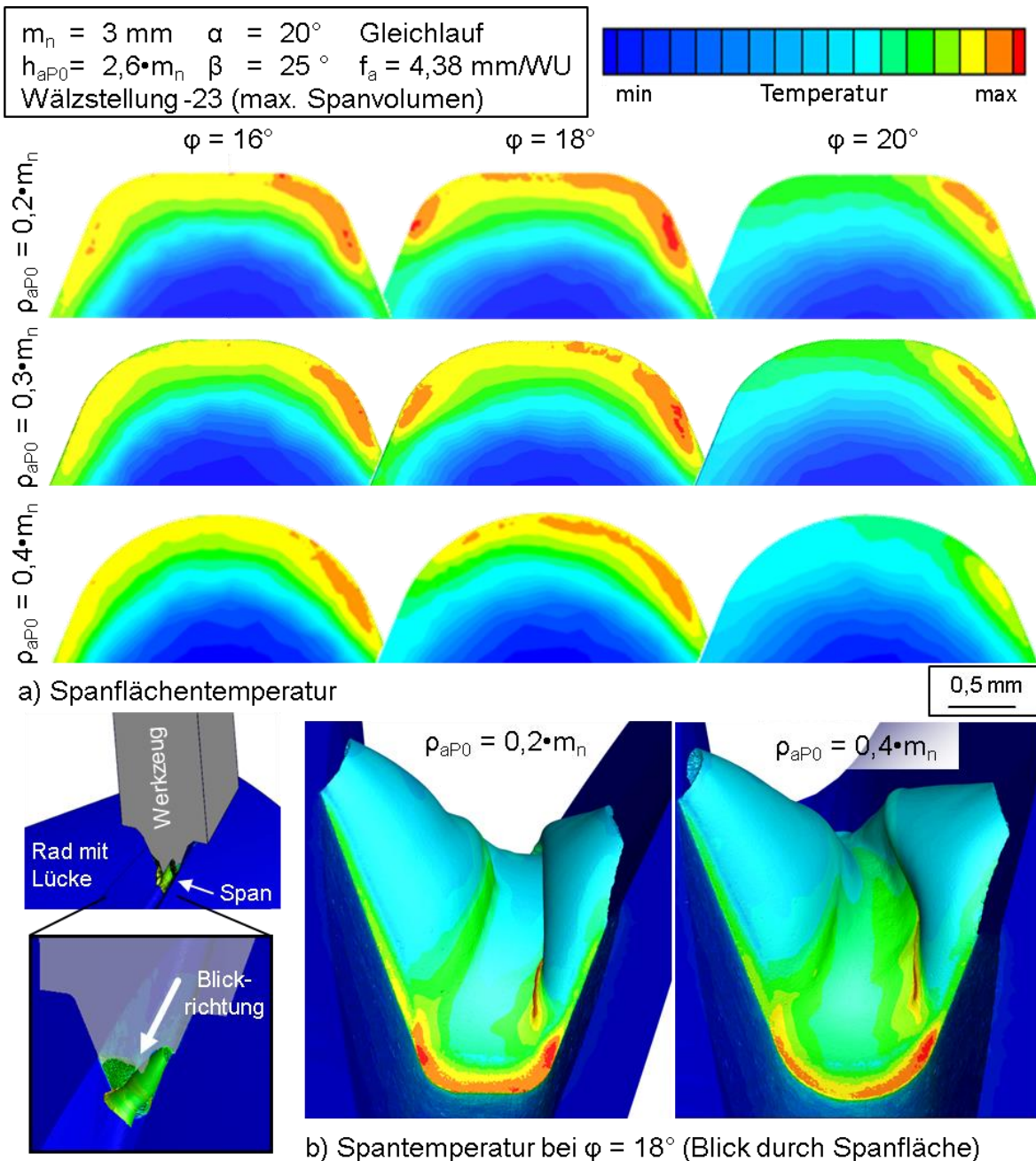


Bild 6.16: Kopfrundungsradiusabhängige Prozesstemperaturen aus FEM-Simulation

Im unteren Teil von Bild 6.16 wird die Temperatur in der Zerspanstelle beim Drehwinkel von $\varphi = 18^\circ$ veranschaulicht. Das Werkzeug wurde dazu entsprechend ausgeblendet. Dies ermöglicht die direkte Betrachtung des Zerspanvorganges durch die Spanfläche. Im Vergleich der beiden Profile weist das Werkzeug mit dem kleinen Kopfrundungsradius im Bereich des Materialkontaktes höhere Temperaturen auf, welche sich in den Eckenbereichen konzentrieren. Dementgegen weist der Span beim Werkzeug mit Vollradius einen fast homogenen Verlauf entlang der Schneidkante auf. Achtet man auf den Spanbereich, welcher nicht mehr direkt an der Spanung beteiligt ist, sondern sich im hinteren Teil der Lücke befindet, so fällt die

konzentrierte Erwärmung der Eckbereiche des Spanes beim kleinen Kopfrundungsradius auf. Beim großen Kopfrundungsradius ist der Span homogen über die ganze Breite erwärmt. Die Annahme zum kritischen Verhalten an Stellen, wo Spanmaterial aus mehreren Richtungen fließt und umgeformt werden muss, wird dadurch bestätigt.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass sich kleine bzw. sehr kleine Kopfrundungsradien beim Wälzfräsen verschleißkritischer verhalten als Werkzeuge mit großem Kopfrundungsradius bzw. Vollradius. Grund dafür ist hauptsächlich die Konzentration der Spanumformbelastung im Eckenbereich mit kleiner werdendem Kopfrundungsradius. Hinsichtlich der Funktionseigenschaften des gefertigten Rades reduziert sich mit größer werdendem Kopfrundungsradius am Werkzeug allerdings der nutzbare Evolventenbereich am Werkstück.

6.5 Verschleißeinfluss des Eingriffswinkels

Das genormte Bezugsprofil weist einen Eingriffswinkel von $\alpha = 20^\circ$ auf. In Abhängigkeit vom Kopfrundungsradius ergeben sich dadurch kleinere maximal mögliche Profilhöhen als bei geringeren Eingriffswinkeln. Da insbesondere bei schnell laufenden Getrieben Geräusche durch hohe Überdeckungsgrade und damit verbundener großer Profilhöhe minimiert werden sollen, werden in der Industrie oft Profile mit einem kleineren Eingriffswinkel als 20° verwendet. Basierend auf Erfahrungswerten wurden Werkzeugprofile mit kleinem Eingriffswinkel pauschal als verschleißkritischer eingestuft als Profile mit größerem Eingriffswinkel.

In diesem Kapitel soll auf den Einfluss des Eingriffswinkels auf das Verschleißverhalten und die Standlänge eingegangen werden. Dazu wurden im Experiment Werkzeuge mit den Profilwinkeln $\alpha = 15^\circ$ und $\alpha = 20^\circ$ untersucht. Das Werkzeug der Steckverzahnung mit dem Profilwinkel $\alpha = 30^\circ$ wird im Kapitel 6.9 separat betrachtet, da an dieser Stelle keine direkten Vergleiche damit möglich sind. Neben Untersuchungen beim Gleichlaufräsen wurde auch stichprobenartig der Einfluss des Eingriffswinkels beim Gegenlaufräsen untersucht.

Bei den meisten zur Variation des Eingriffswinkels untersuchten Werkzeugen trat unabhängig von den Schnittparametern Kolkverschleiß auf. Um den Einfluss des Eingriffswinkels auf die Entwicklung des Kolkverschleißes zu verdeutlichen, werden in Bild 6.17 Verschleißzustände am Standzeitende der jeweiligen Werkzeuge nach Bearbeitung mit Referenzschnittparametern gegenübergestellt.

In Folge der Steigerung des Profilwinkels reduziert sich die Kopffläche bzw. die Kopfbreite. Die Entfernung zwischen Bereichen erhöhter lokaler Last wie z.B. den Bereichen der Kopfrundung an auslaufender und einlaufender Flanke reduziert sich

dadurch ebenfalls. Im Verschleißbild von Fall a) beim Bearbeiten mit großer Kopfspanungsdicke zeigt sich, dass es folglich zum Verbinden des Kolkverschleißes beider Kopfrundungsbereiche kommen kann. Bei der Bearbeitung mit kleiner Kopfspanungsdicke sind die Kolkflächen bei beiden Profilwinkeln ungefähr gleich groß. Die Größe des Kolkes wird geometrisch durch die Kopfspanungsdicke und den Kopfrundungsradius definiert. Durch die kleinere Kopffläche nehmen die Kolkbereiche beim Profilwinkel von $\alpha = 20^\circ$ einen relativ größeren Teil der Spanfläche ein. Wird die Spannungsdicke im Verhältnis zur Spanfläche, z.B. durch Reduzierung des Moduls, zu groß, dann nimmt die Kolkfläche den gesamten Kopfbereich der Spanfläche ein, Bild 6.17 Fall b).

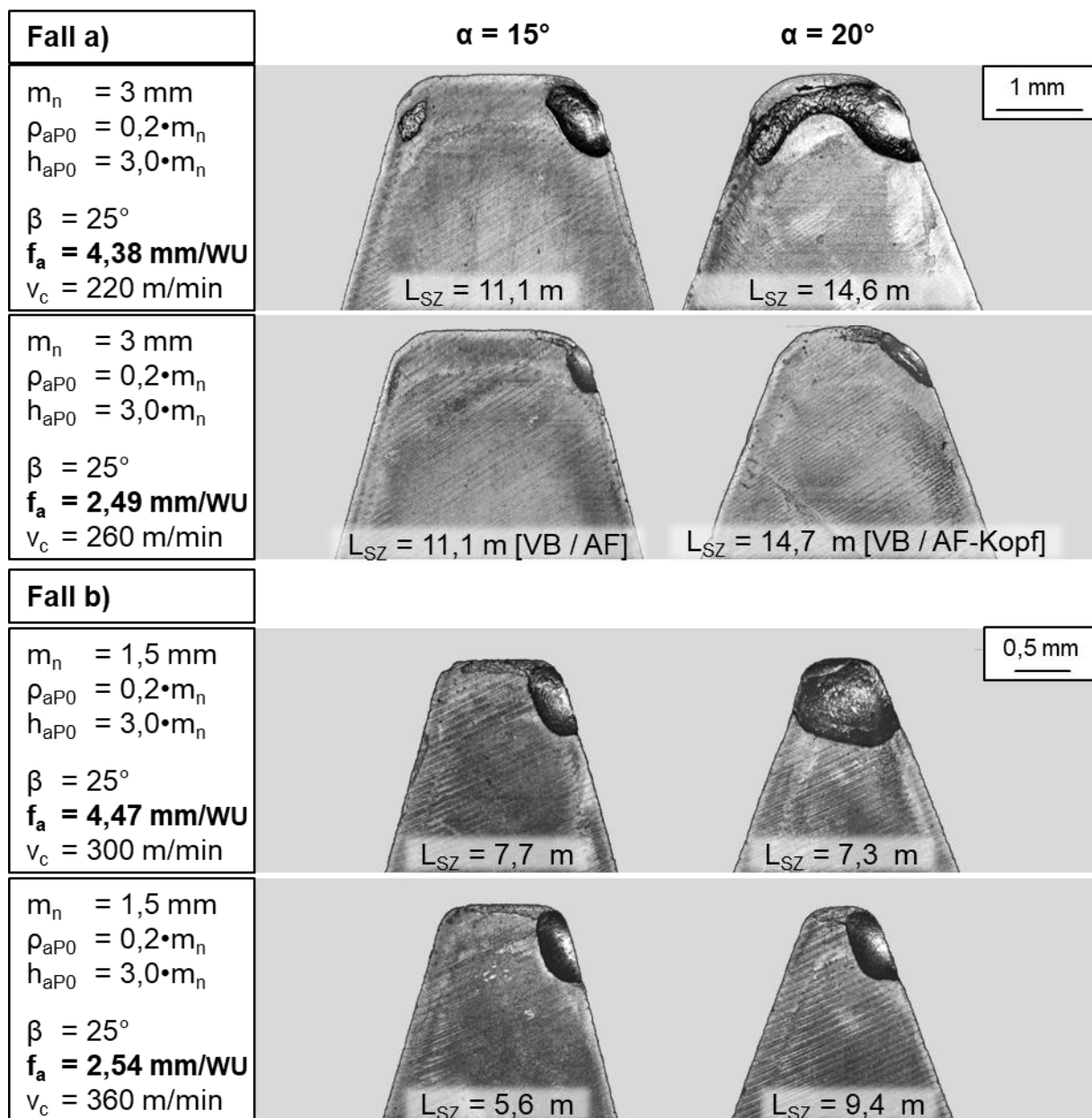


Bild 6.17: Verschleißeinfluss des Eingriffswinkels bei Referenzbedingungen

Die Verschleißmarkenbreite war nur beim Fall a) bei der Zerspanung mit geringer Kopfspannungsdicke kritisch. Der Ort der maximalen Verschleißmarkenbreite lag bei beiden Eingriffswinkeln im Bereich der maximalen Schnittbogenlänge im kopfnahen Bereich der auslaufenden Flanke.

Bis auf die Zerspanung mit großem Axialvorschub beim kleinen Modul (Fall b) erhöhte sich bei Referenzbedingungen mit gesteigertem Eingriffswinkel auch der erreichte Standweg. Diese Tendenz zeigte sich auch bei anderen Schnittgeschwindigkeiten, sodass sich außer beim Ausnahmefall die Zielschnittgeschwindigkeit zum Erreichen eines Standweges von $L_{SZ} = 10$ m mit größer werdendem Eingriffswinkel erhöht. Die Zielschnittgeschwindigkeiten für beide untersuchten Fälle werden in Bild 6.18 dargestellt.

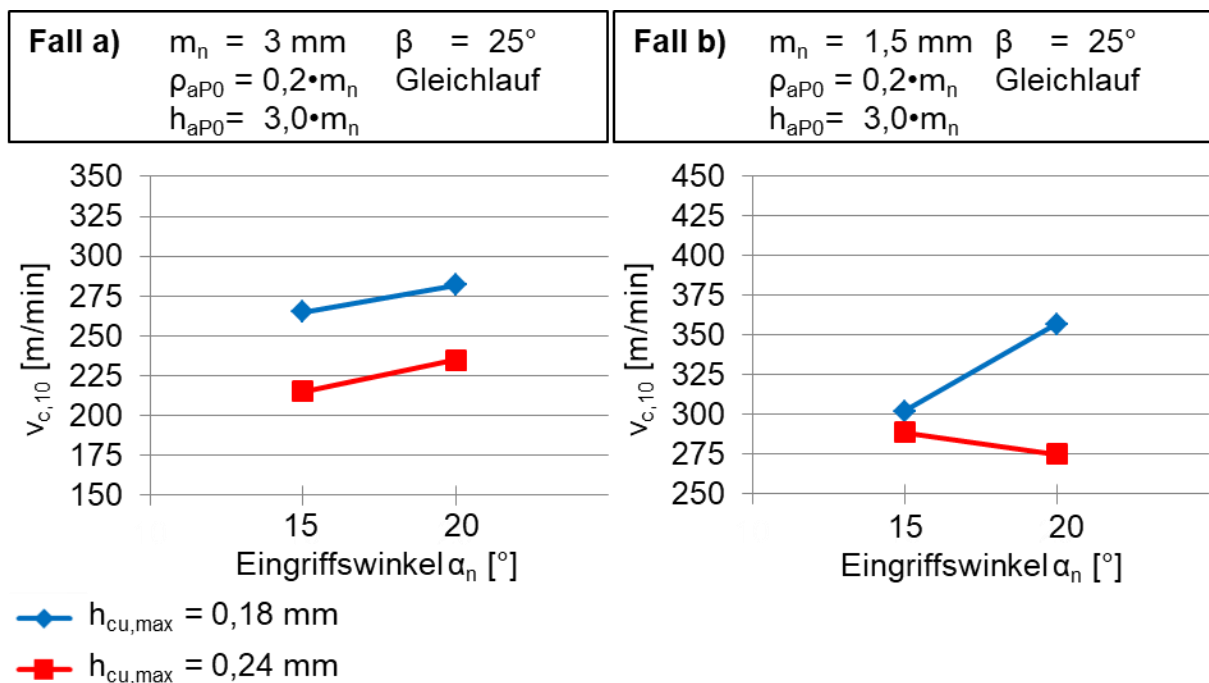


Bild 6.18: Einfluss des Eingriffswinkels auf die Zielschnittgeschwindigkeit $v_{c,10}$

Auffällig ist, dass der Vorteil des größeren Eingriffswinkels beim Modul $m_n = 3$ mm schwächer ist als beim kleinen Modul. Ein Einfluss von Störgrößen kann hier nicht ausgeschlossen werden.

Für den kritischen Fall des Freiflächenverschleißes (Bild 6.17, Fall a, kleine Kopfspannungsdicke) ist in Bild 6.19 die Entwicklung über dem Standweg aufgetragen.

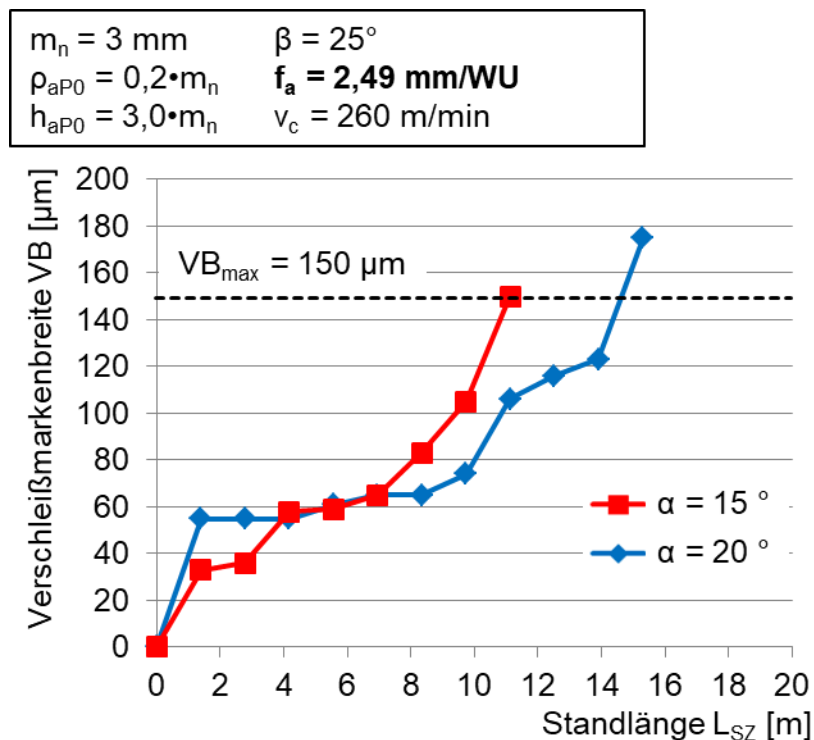


Bild 6.19: Einfluss des Profilwinkels auf die Entwicklung des Freiflächenverschleißes

Zur Ursachenfindung hinsichtlich der Verschleißunterschiede werden in Bild 6.20 die Belastungskenngrößen für beide Eingriffswinkel gegenübergestellt.

Bei der Steigerung des Eingriffswinkels reduziert sich die maximale Schnittbogenlänge im Kopfbereich der auslaufenden Flanke ebenso wie die maximale Summe aller Schnittbogenlängen der einzelnen Wälzstellungen, welche im Kopfbereich der einlaufenden Flanke verortet ist. Den wohl größten Einfluss besitzt der Eingriffswinkel auf den effektiven Flankenfreiwinkel. Dieser steigert sich mit der Zunahme des Eingriffswinkels.

Der gesteigerte effektive Freiwinkel und die Reduzierung der maximalen Schnittbogenlänge verringern die thermische Last an der Schneidkante und führen dazu, dass sich der Freiflächenverschleiß und der schneidkanten nahe Kolkverschleiß langsamer entwickeln.

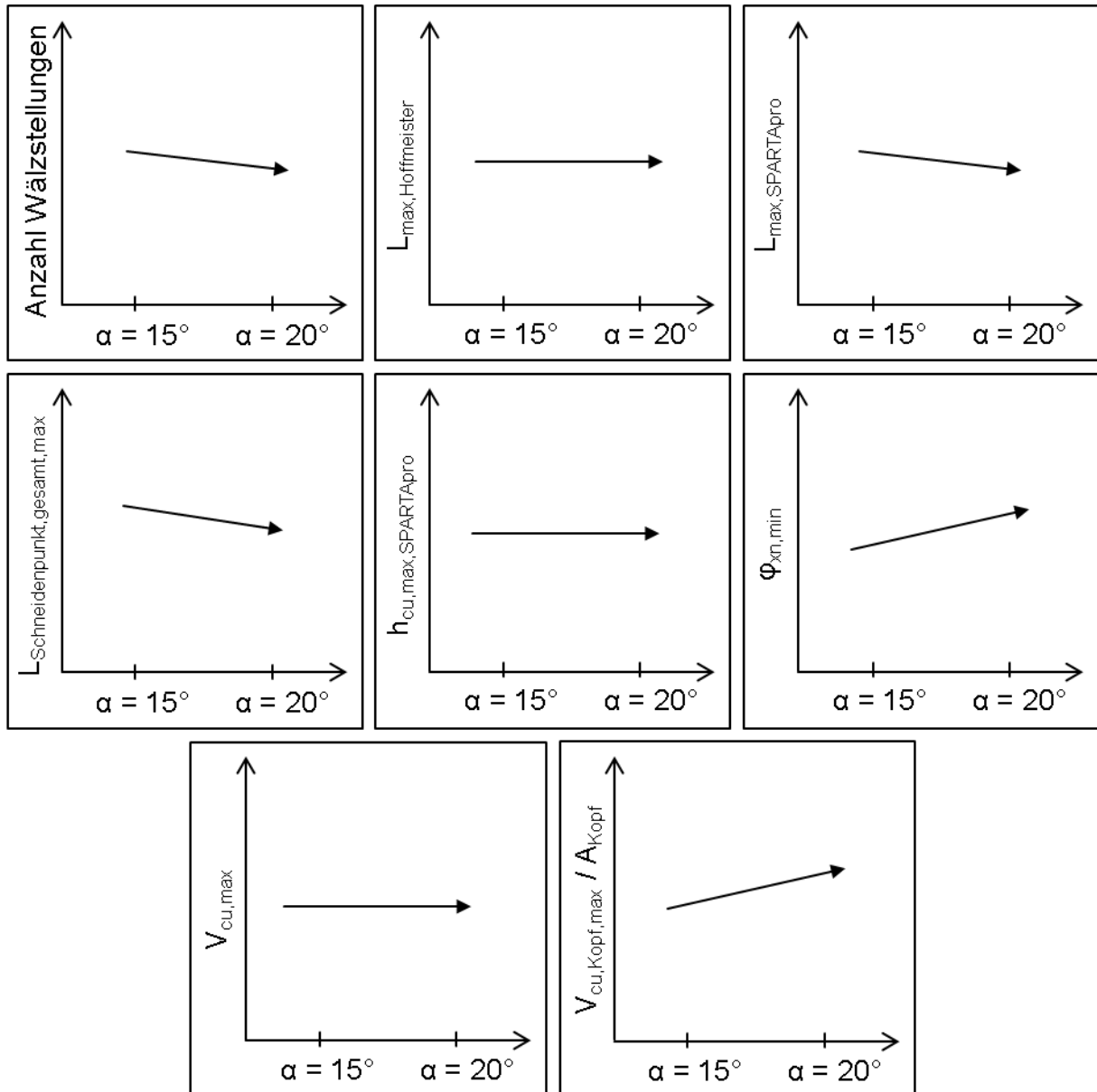


Bild 6.20: Einfluss des Eingriffswinkels auf Belastungskenngrößen

Bei kleineren Eingriffswinkeln ist der Winkel zwischen den Richtungsvektoren der Spanflüsse von Kopf und Flanke größer als bei großen Profilwinkeln. Durch diese zusätzlich nötige Umformung kann die Last auf der Spanfläche im Eckenbereich erhöht sein.

Um die Belastungsverteilung bzw. die resultierende Spanflächenerwärmung in Abhängigkeit vom Profilwinkel zu untersuchen, wurden weitere FEM-Simulationen durchgeführt.

Im oberen Teil a) von Bild 6.21 werden die Simulationsergebnisse zum Modul $m_n = 3 \text{ mm}$ dargestellt. Im Experiment war die Standzeit der Fräserzähne mit größerem Eingriffswinkel gegenüber dem kleinen Eingriffswinkel erhöht. Die Simulation zeigt dazu, dass beim kleinen Profilwinkel im kritischen

Spanflächenbereich eher eine hohe Temperatur erreicht wird als beim großen Profilwinkel und diese Maximaltemperatur auch länger aufrechterhalten bleibt. Es wird außerdem deutlich, dass sich die Belastung beim größeren Eingriffswinkel über den Kopf verteilt und nicht so konzentriert wie bei den kleinen Profilwinkeln auftritt.

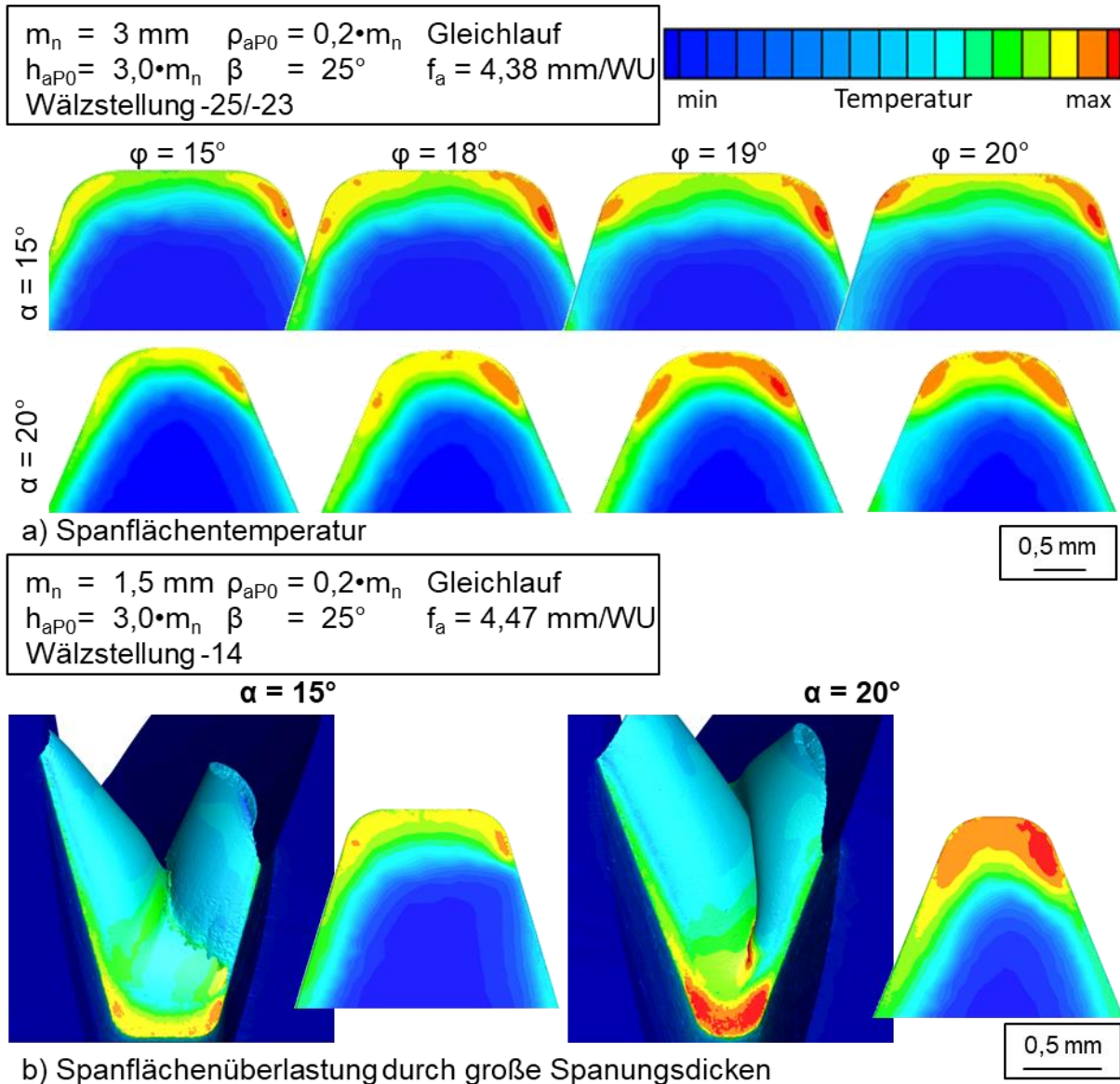


Bild 6.21: Eingriffswinkelabhängige Prozesstemperaturen aus FEM-Simulation

Beim Wechsel zum kleinen Modul verschieben sich die Größenverhältnisse von Spanungsdicke zu Spanfläche. Wie der letzte Kennwert aus Bild 6.20 ebenfalls zeigt, wird beim kleinen Modul mehr Spanvolumen pro Fläche im Kopfbereich der Spanfläche zerspannt. Dies kann zu erhöhter mechanischer und damit auch thermischer Last auf der Spanfläche führen. Wenn die Fläche des Kopfbereichs gegenüber der Spanungsdicke zu gering ist, kann es auch dazu kommen, dass sich die thermischen Belastungen der einlaufenden, der auslaufenden und der Kopfplatte gegenseitig verstärken. Im unteren Teil von Bild 6.21 bestätigt sich diese Annahme

deutlich. Es kam in diesem Fall zur Spanflächenüberlastung beim Fräsen mit großer Kopfspannungsdicke und kleinem Modul. Dadurch erscheint auch der Standlängenabfall im Fall b) erklärbar.

Beim Wechsel vom Gleichlauf- zum Gegenlaufräsen erhöht sich im untersuchten Fall der Wert der maximalen Kopfspannungsdicke von $h_{cu,max,Gleichlauf} \approx 0,29$ mm auf $h_{cu,max,Gegenlauf} \approx 0,37$ mm. Gleichzeitig erhöht sich ebenfalls die maximale Schnittbogenlänge von $l_{max,Gleichlauf} \approx 18$ mm auf $l_{max,Gegenlauf} \approx 20$ mm. Diese Steigerungen der Spanungsgrößen äußern sich in drastischer Weise darin, dass das maximale auf die Kopffläche bezogene Kopfspannungsvolumen um 30% ansteigt. Neben den nominalen Änderungen der Belastungskenngrößen ist ferner wichtig, dass sich die Maxima von Spannungsdicke und Schnittbogenlänge beim Wechsel zum Gegenlaufräsen vom Kopfrundungsbereich der auslaufenden Flanke zum Kopfrundungsbereich der einlaufenden Flanke verschieben.

Aus Bild 6.22 geht hervor, dass der Eingriffswinkel beim Gegenlaufräsen einen noch größeren Einfluss auf die Standzeit hat als beim Gleichlaufräsen.

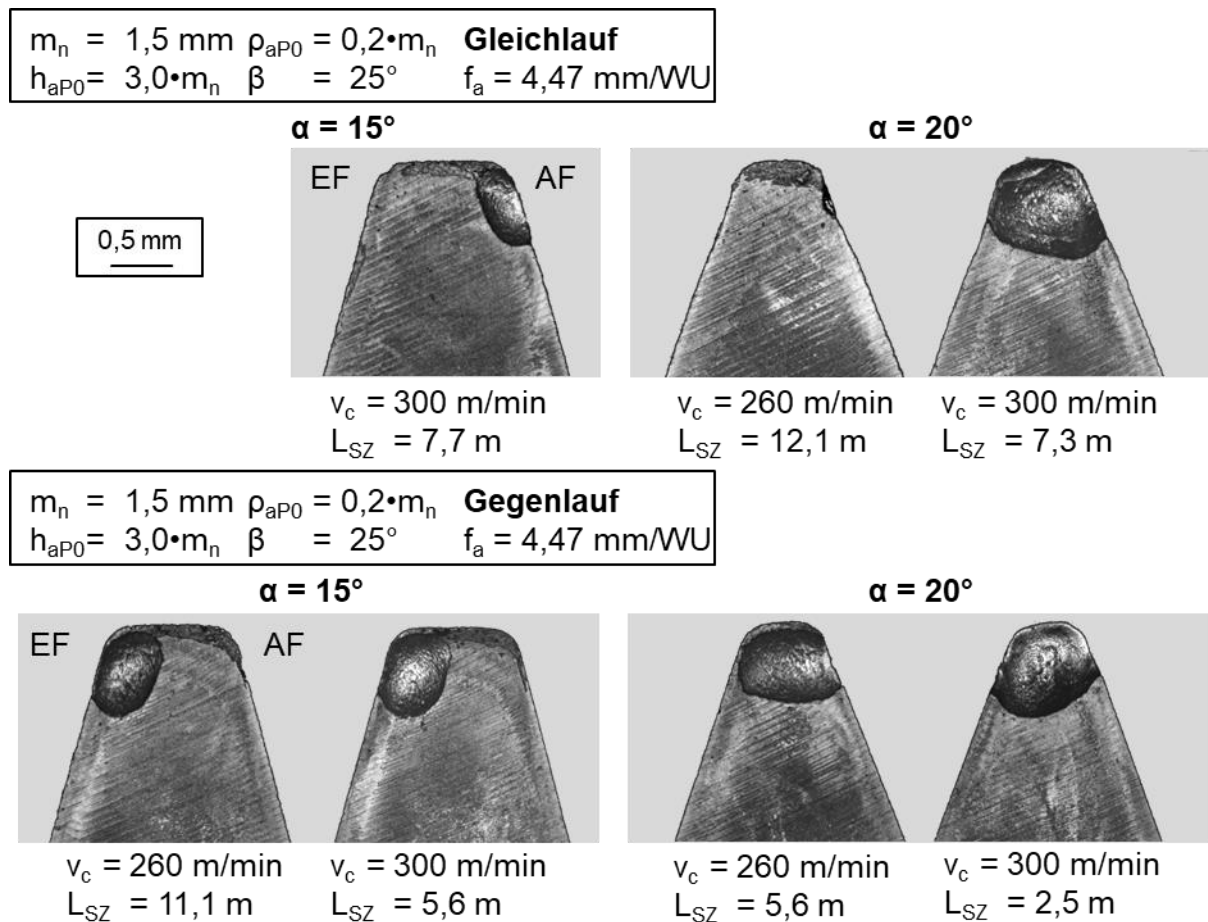


Bild 6.22: Verschleißeinfluss der Fräsvariante bei unterschiedlichen Profilwinkeln

Der Überlastung der Spanfläche geschuldet reduziert sich die erreichte Standlänge beim Wechsel der Vorschubrichtung beim größeren Profilwinkel um mehr als die Hälfte. Beim kleinen Profilwinkel sinkt die Standlänge entsprechend der Zunahme der Spannengrößen und verlagert sich, dem Ort des Auftretens der Maximalwerte der Belastungskenngrößen folgend, von der auslaufenden auf die einlaufende Flanke.

Bei der Analyse des Einflusses des Eingriffswinkels wird deutlich, dass nicht immer pauschale Aussagen zum Verschleißeinfluss eines Geometrieelements des Bezugsprofils gemacht werden können. Wenn Freiflächenverschleiß kritisch auftritt und/oder die Spannungsdicke gegenüber der Größe der Spanfläche relativ klein ist, dann sind größere Eingriffswinkel vorteilhaft. Auf der anderen Seite kann es auch zu einer thermischen Überlastung der Spanfläche kommen, wodurch ein größerer Eingriffswinkel bei bestimmten Rahmenbedingungen also auch einen negativen Einfluss haben kann. In letzterem Fall führt die größere Neigung der Spanfläche zu einer kleineren Fläche des Kopfbereiches der Spanfläche, wodurch sich der Anteil der Spanfläche, welcher direkt an der Spanabnahme beteiligt ist, erhöht.

6.6 Verschleißeinfluss der Tauchtiefe / Profilhöhe

Bei der Auslegung der Werkzeuge und der Versuchsplanung wurde definiert, dass die Profilhöhe des Werkzeuges h_{P0} um den Betrag $\Delta h = 0,2 \cdot m_n$ größer sein soll als die zum Profil zugewiesene Tauchtiefe. Entsprechend groß ist auch das Spiel zwischen Werkzeugfußkreis und Werkstückkopfkreis. Es kommt nicht zum Kopfüberschnitt. Generell zieht eine Veränderung der Tauchtiefe bei konstanten Axialvorschüben auch eine Veränderung der Kopfspannungsdicken nach Hoffmeister nach sich. Da die Differenzen der sich ergebenden Axialvorschübe unter dem Primat konstanter Kopfspannungsdicken jedoch gering sind, wird ein konstanter Axialvorschub bei Änderung der Tauchtiefe angewendet.

Wie schon zuvor beschrieben wurde, steigt das Interesse an Profilen mit großer Zahnhöhe insbesondere vor dem Hintergrund größerer Überdeckungsgrade bei schnelllaufenden Getrieben. Dazu wurde der Verschleißeinfluss von Profilhöhenvariationen zwischen $h_{P0} = 2,6 \cdot m_n$ und $h_{P0} = 3,4 \cdot m_n$ bei Modul $m_n = 3$ mm bzw. bis $h_{P0} = 3,8 \cdot m_n$ bei Modul $m_n = 1,5$ mm untersucht.

Um den Einfluss der Profilhöhe auf die Verschleißausprägung darzustellen, werden in Bild 6.23 die untersuchten Fälle beim Fräsen einer Schrägverzahnung mit großer Kopfspannungsdicke dargestellt. Dabei war jeweils Kolkverschleiß bzw. schneidkantennaher Kolkverschleiß in Kombination mit Freiflächenverschleiß verschleißkritisch.

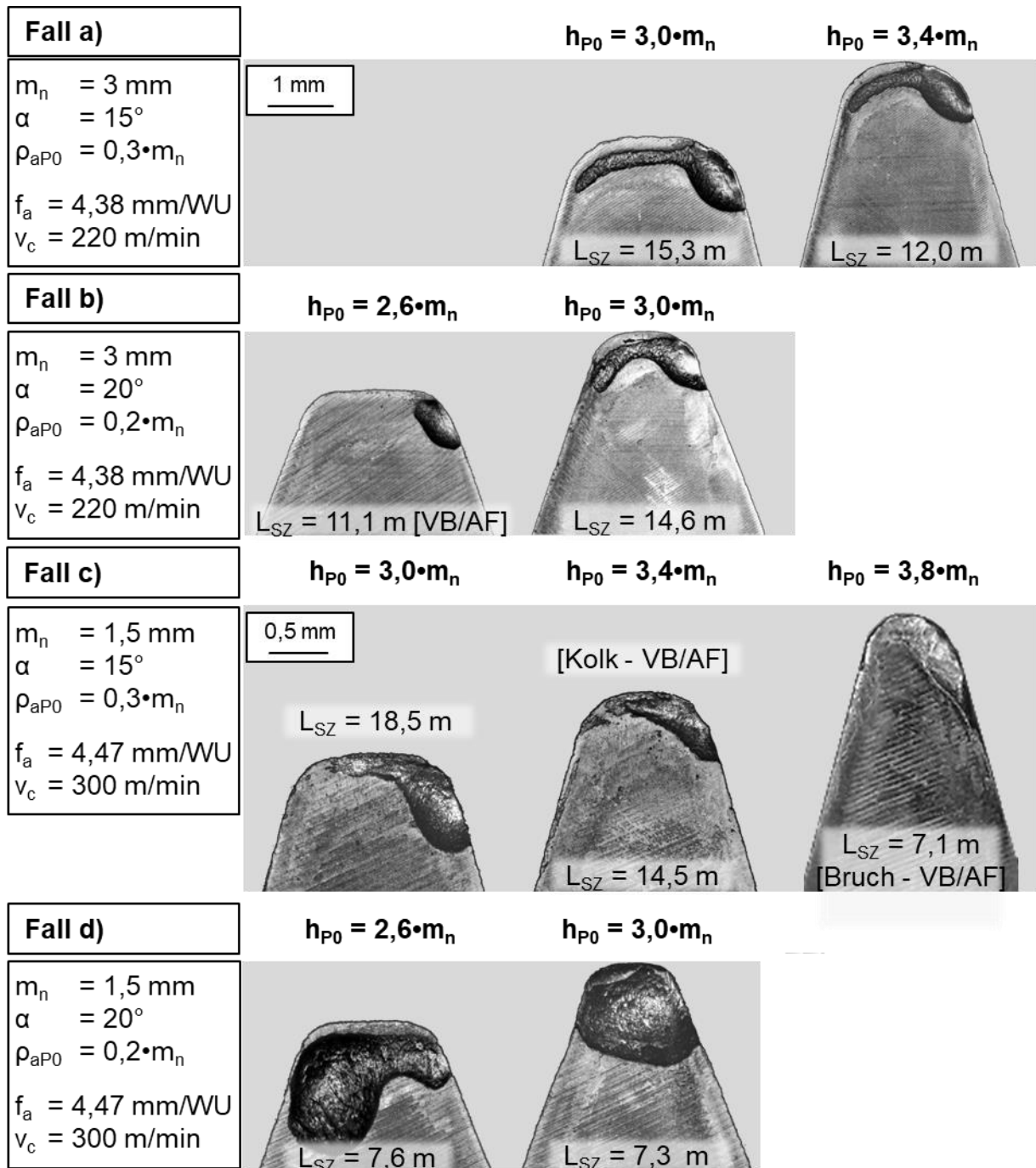


Bild 6.23: Verschleißeinfluss der Profilhöhe bei Referenzbedingungen

Bei Profilen des Eingriffswinkels $\alpha = 15^\circ$ ändert sich die grundlegende Gestalt des Kolkverschleißes nicht. Das Verschleißmaximum verbleibt im Kopfbereich der auslaufenden Flanke. Infolge erhöhter Schichtdicken war die Kolkneigung bei den Werkzeugen des Moduls $m_n = 1,5 \text{ mm}$ mit den Profilhöhen $h_{P0} = 3,4 \cdot m_n$ und $h_{P0} = 3,8 \cdot m_n$ reduziert, sodass es dort auch zu kritischem Freiflächenverschleiß im Kopfbereich der auslaufenden Flanke kam.

Bei Profilen des Eingriffswinkels $\alpha = 20^\circ$ führte die Steigerung der Profilhöhe zu

geringeren Kopfspanflächen als bei $\alpha = 15^\circ$. Da das Verhältnis von Spanungsdicke zu Kopfspanfläche steigt, wird die Kolkausprägung stärker. Im Fall b) ist deutlich zu sehen, dass sowohl im Kopfbereich der auslaufenden als auch der einlaufenden Flanke Kolkverschleiß entsteht und sich dieser in Spanflächenmitte im Laufe des Verschleißfortschritts vereint. Beim kleinen Modul ist der Kolkverschleiß bereits bei kleinen Profilhöhen stark ausgeprägt und nimmt mit steigenden Profilhöhen den gesamten Kopfbereich der Spanfläche ein.

Bei kleinen Axialvorschüben bzw. bei kleinen Kopfspanungsdicken änderte sich das Verschleißverhalten bei beiden Eingriffswinkeln nicht. Typischerweise war beim großen Modul Freiflächenverschleiß kritischer, wohingegen dieser beim kleinen Modul wenn dann nur in Kombination mit Kolkverschleiß kritisch auftrat.

Neben den bereits in Bild 6.23 dargestellten Fällen wurde der Einfluss der Profilhöhe auch beim Fräsen einer Geradverzahnung untersucht. Der Einfluss des Schrägungswinkels wird ausführlich in Kapitel 6.8 analysiert und soll an dieser Stelle nur insofern erwähnt werden, dass sich beim Übergang zur Geradverzahnung durch z.B. größere Schnittbogenlängen Verschleiß schneller ausbildet. Beim Fräsen mit Referenzbedingungen bei großer Kopfspanungsdicke zeigte sich dabei ein gravierender Einfluss der Profilhöhe, welcher in Bild 6.24 dargestellt wird.

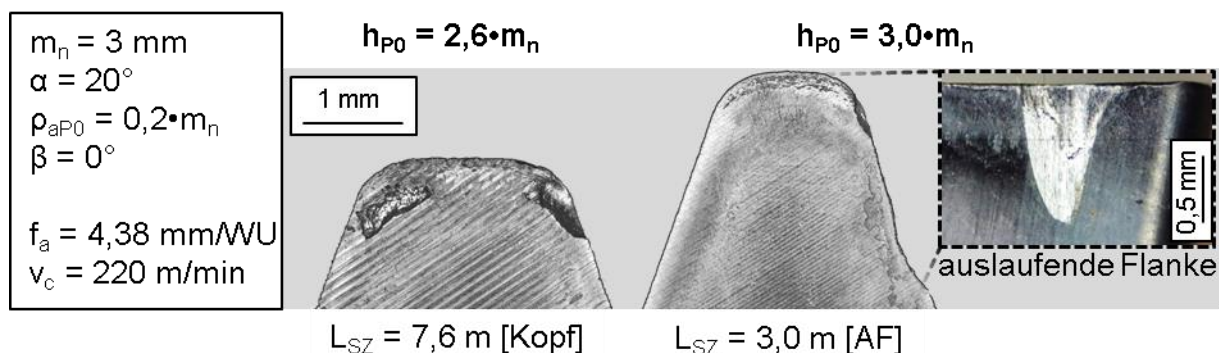


Bild 6.24: Verschleißeinfluss der Profilhöhe beim Fräsen einer Geradverzahnung

Es kommt im dargestellten Fall beim Fräsen der höheren Geradverzahnung zu extremen Verschleißerscheinungen im Bereich der auslaufenden Flanke, welche sich in einer starken Reduktion der erreichten Standlänge widerspiegeln. Beim Fräsen mit kleiner Kopfspanungsdicke bzw. beim Fräsen mit größerer Kopfspanungsdicke und reduzierter Schnittgeschwindigkeit war die Verschleißausprägung der gesteigerten Profilhöhe nicht extrem. Die geringeren Standlängen bei der höheren Verzahnung äußern sich in einer Reduzierung der Zielschnittgeschwindigkeit.

Hinsichtlich der erreichten Standlängen beim Fräsen der Schrägverzahnung sind insofern Unstimmigkeiten zu erkennen, dass es Abweichungen von Trends durch abweichende Werkzeugeigenschaften gibt. Diese schlagen sich auch in den

berechneten Zielschnittgeschwindigkeiten zum Erreichen der Standlänge von $L_{SZ} = 10$ m nieder. Die Zielschnittgeschwindigkeiten der unterschiedlichen Fälle für die Geradverzahnung und die Schrägverzahnungen werden in Bild 6.25 illustriert.

Beim Fräsen der Schrägverzahnung mit großem Axialvorschub zog eine Steigerung der Profilhöhe in drei der vier Fälle eine Reduktion der Zielschnittgeschwindigkeiten nach sich. Im Ausnahmefall b) besitzt das Werkzeug der größeren Profilhöhe eine deutlich bessere Oberflächenrauheit ($R_z = 1,5 \mu\text{m}$ (best case) vs. $R_z = 3,0 \mu\text{m}$). Es ist daher anzunehmen, dass die Standlängen des höheren Profils dadurch gesteigert sind und sich der Trend bei gleichen Rauheiten nivellieren bzw. umkehren würde. Diese Erklärung gilt auch für die Zielschnittgeschwindigkeit bei der kleinen Kopfspannungsdicke für den Fall b).

Im Fall c) besitzen sowohl die Schlagzähne der mittleren als auch der maximalen Profilhöhe gegenüber den Werkzeugen der Profilhöhe der ersten Stufe eine deutlich größere Schichtdicke und eine leicht reduzierte Rauheit. Dies führte dazu, dass die erreichten Standlängen und damit auch die Zielschnittgeschwindigkeiten beim Fräsen mit kleiner Kopfspannungsdicke für die Werkzeuge mit dickerer Verschleißschutzschicht deutlich über den erwarteten Werten lagen. Da die Zielschnittgeschwindigkeit bei gleichen Werkzeugeigenschaften vom Werkzeug mit der Profilhöhe $h_{p0} = 3,4 \cdot m_n$ zum Werkzeug mit der Profilhöhe $h_{p0} = 3,8 \cdot m_n$ sinkt, wird hier trotzdem der negative Einfluss der größeren Tauchtiefe bzw. Profilhöhe auch bei kleinen Kopfspannungsdicken sichtbar.

Im Fall d) besitzt das Werkzeug der größeren Profilhöhe ebenfalls bessere Eigenschaften hinsichtlich Rauheit und Schichtdicke. Insbesondere letzteres sorgt für ein deutlich besseres Kolkverschleißverhalten, sodass die Standwege steigen. Bei gleichen Werkzeugeigenschaften ist daher auch im Fall d) bei kleiner Kopfspannungsdicke mit einer Reduktion der Zielschnittgeschwindigkeit mit zunehmender Profilhöhe zu rechnen.

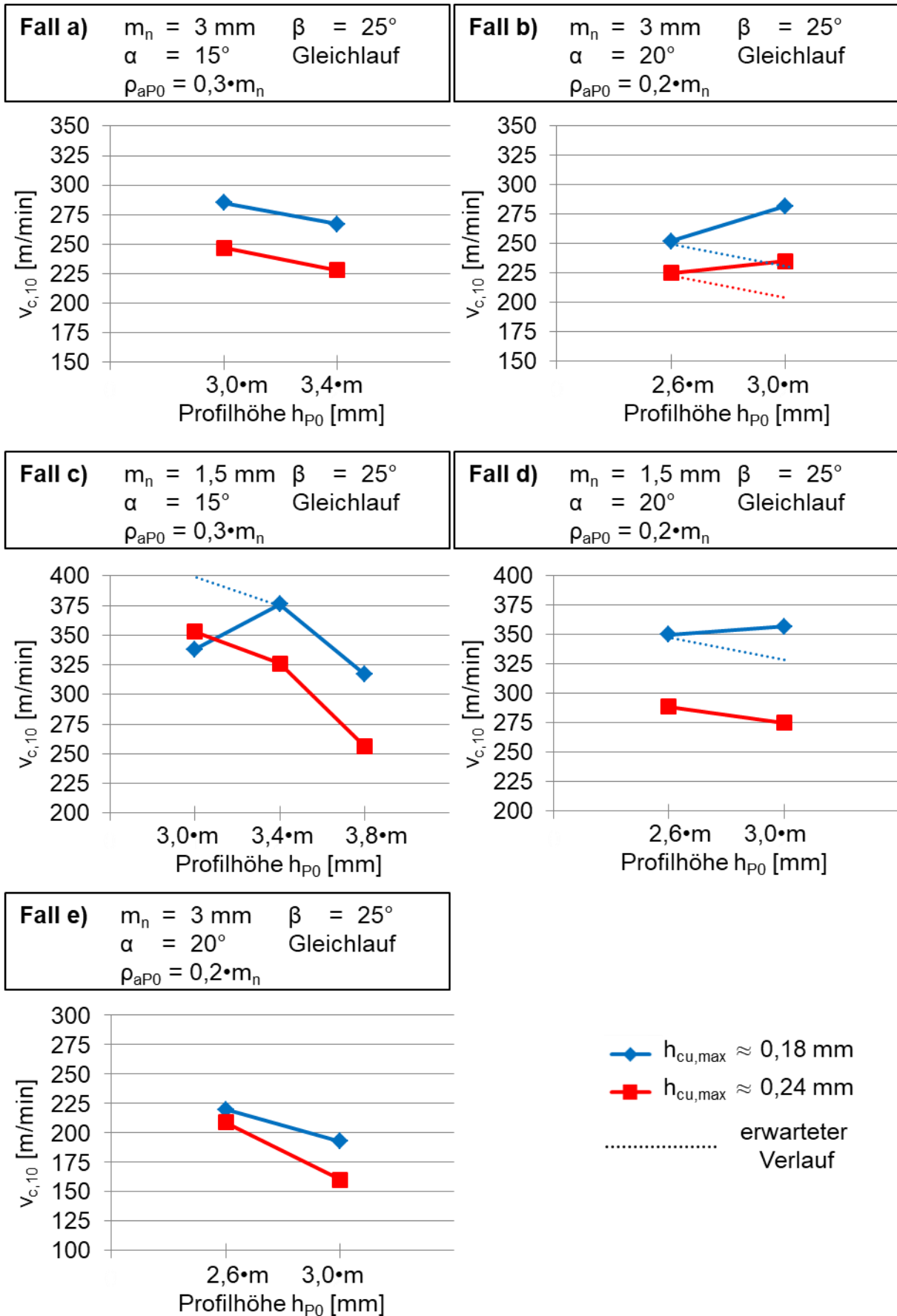


Bild 6.25: Einfluss der Profilhöhe auf die Zielschnittgeschwindigkeit $v_{c,10}$

Generell ist die Abnahme der Leistungsfähigkeit der Werkzeuge mit zunehmender Profilhöhe mit einer entsprechenden Steigerung aller Belastungskenngrößen aus Bild 6.26 zu begründen.

Im Detail scheint die Steigerung der maximalen Schnittbogenlänge im Kopfrundungsbereich der auslaufenden Flanke für die Reduktion der Standlängen verantwortlich zu sein.

Da mit Zunahme der Profilhöhe der Kopfbereich der Spanfläche kleiner wird und gleichzeitig die Spanvolumina größer werden, erhöht sich auch das entsprechende Verhältnis von maximalem Kopfspanvolumen zu Kopfspanfläche. Diese Steigerung ist insbesondere für die stärkere Kolkbildung der Profile mit erhöhter Profilhöhe bei großen Profilwinkeln verantwortlich.

Bei der maximalen Profilhöhe wird beim Bearbeiten mit kleiner Kopfspanungsdicke das Kolkverschleißmaximum im Kopfbereich der einlaufenden Flanke erreicht. Dafür ist der starke Anstieg der maximalen aufsummierten Schnittbogenlänge am Abwicklungspunkt im Kopfbereich der einlaufenden Flanke verantwortlich.

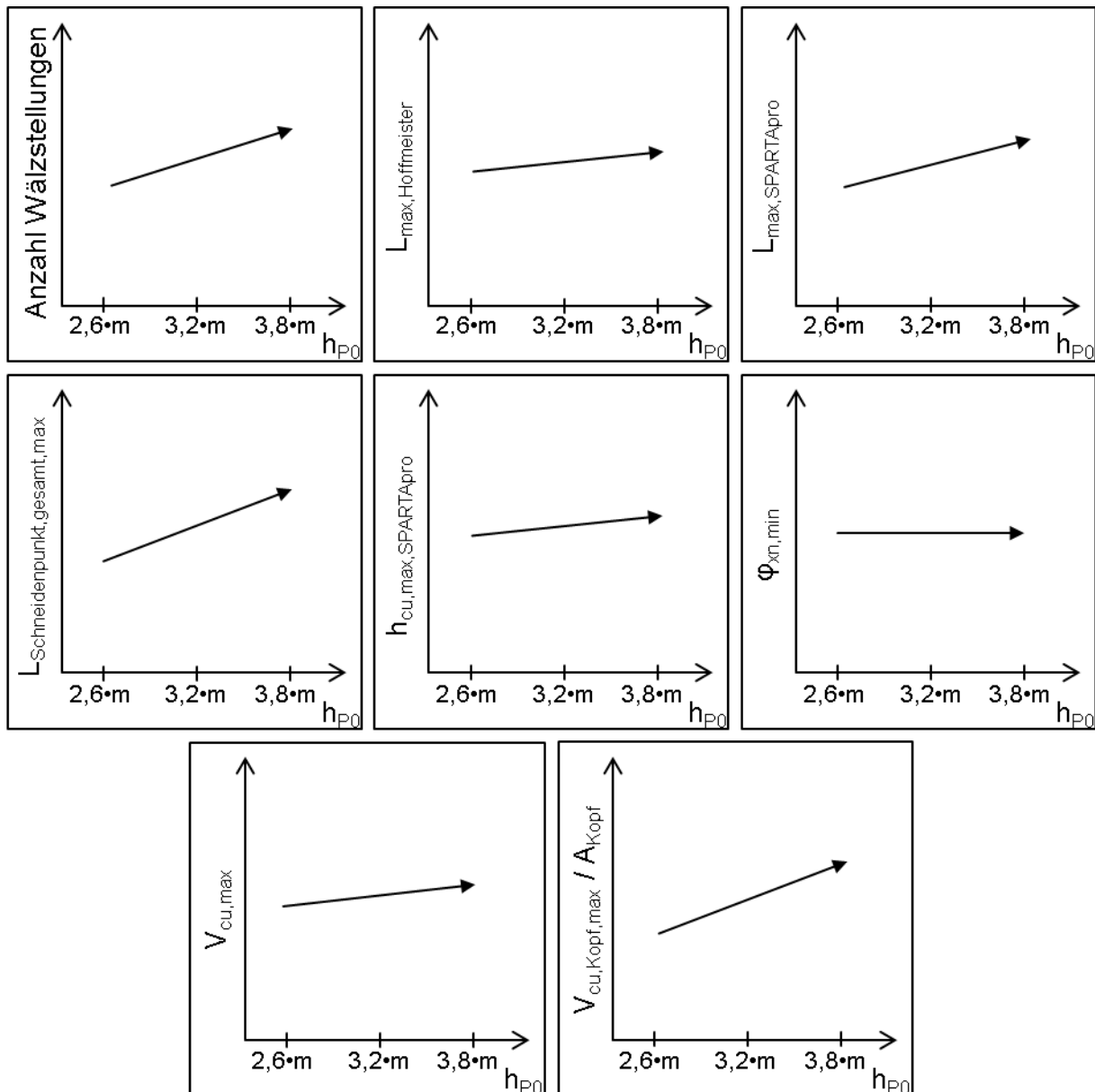
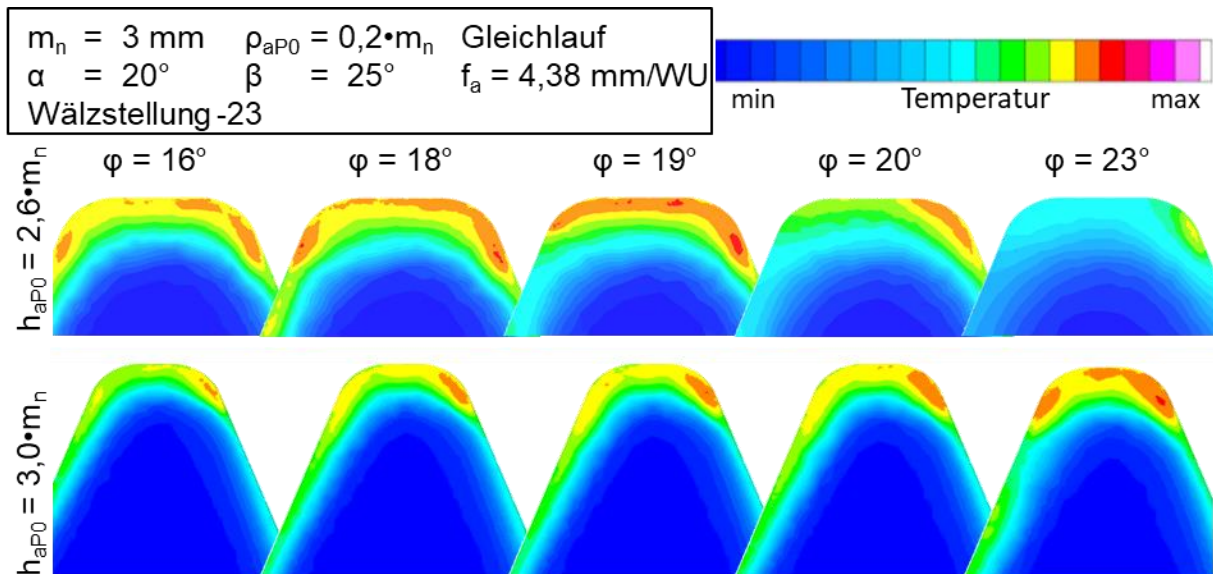


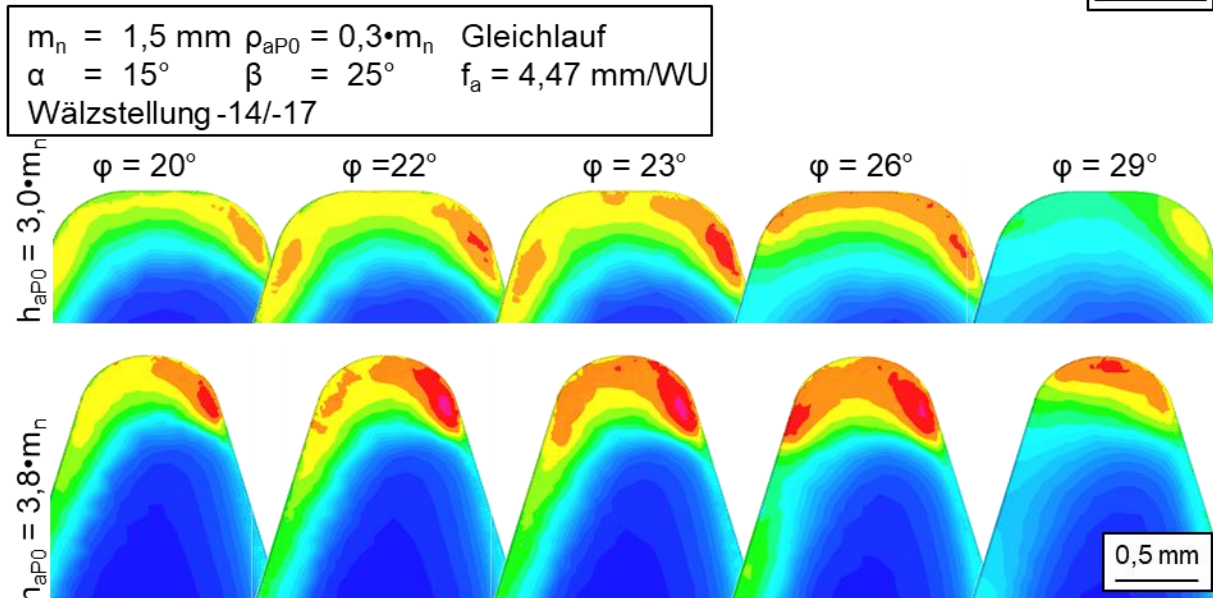
Bild 6.26: Einfluss der Profilhöhe auf Belastungskenngrößen

Um die Reaktion der Spanfläche auf die erhöhten Belastungskennwerte zu erklären, können auch hier FEM-Simulationsergebnisse genutzt werden. In Bild 6.27 sind entsprechend für den Fall b) und c) aus Bild 6.25 die Spanflächentemperaturen über den Werkzeugdrehwinkel ab Materialkontakt aufgetragen.



a) Spanflächentemperatur - normale Last durch Spanungsdicke

1 mm

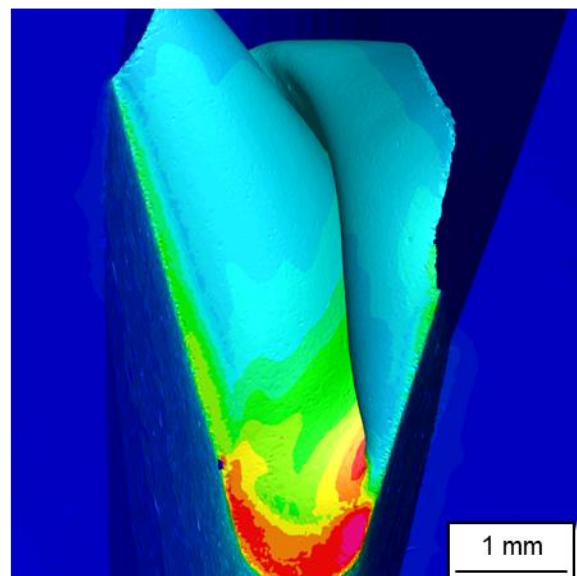


b) Spanflächentemperatur - Überlastung durch große Spanungsdicke

0,5 mm

c) entstehender Span durch Spanfläche

Überlastung durch große Spanungsdicke bei $\varphi = 26^\circ$
 ($m = 1,5 \text{ mm}$, $h_{aP0} = 3,8 \cdot m$)



1 mm

Bild 6.27: Profilhöhenabhängige Prozesstemperaturen aus FEM-Simulation

Es fällt auf, dass sich im oberen Teil a) des Bildes bei Modul $m_n = 3$ mm die Spanfläche bei kleinen Profilhöhen schneller erwärmt als bei großer Profilhöhe. Das liegt daran, dass bei den entsprechenden Wälzstellungen der erste Materialkontakt im mittleren Bereich der auslaufenden Flanke stattfindet. Bei gleicher Rotationsgeschwindigkeit wird die Distanz von diesem Punkt bis zum Zahnkopf bei kleiner Profilhöhe schneller durchschritten. Die sich ergebenden Maximaltemperaturen sind bei kleiner und großer Profilhöhe etwa gleich. Durch den allgemein größeren Schnittbogen ist der Zahn bei großen Profilhöhen der Temperaturbelastung allerdings länger ausgesetzt, sodass es im Experiment zu einer Reduzierung der Standlänge kommen müsste.

Im unteren Teil b) von Bild 6.27 werden die Prozesstemperaturen beim Fräsen einer extrem hohen Verzahnung mit denen einer deutlich kleineren Profilhöhe verglichen. Durch die extrem verkleinerte Kopfspanfläche (ca. halbiert) wird die Reib- und Umformarbeit bei der Spanerzeugung auf ein kleines Flächeninkrement konzentriert. Deshalb werden dort höhere Temperaturen erzeugt. Zusätzlich zur erhöhten Prozesstemperatur zeigt die FEM-Simulation auch, dass diese über einen deutlich längeren Zeitraum als bei der kleineren Profilhöhe im hohen Temperaturbereich verweilt. Teil c) des Bildes illustriert darüber hinaus, dass durch die schlanke Lückengeometrie die gesamte Lücke durch den Span ausgefüllt wird. Dies könnte sich negativ auf den Spanablauf auswirken und durch Wechselwirkungen im System Werkzeug-Span-Zahnflanke so weiterhin die Standzeit reduzieren.

Die FEM-Simulation unterstützt ferner die Versuchsergebnisse, nach denen der Einfluss der Profilhöhe bzw. der Tauchtiefe niveauabhängig ist. Beim Übergang von einer sehr niedrigen zu einer mittleren Profilhöhe (z.B. von $2,6 \times m_n$ auf $3,0 \times m_n$) ändern sich das Verschleißbild und die Standzeit nicht so stark wie beim Übergang einer erhöhten Profilhöhe zu einer extremen Profilhöhe (z.B. $3,0 \times m_n$ auf $3,4 \times m_n$).

Generell sind durch größere Tauchtiefen bzw. Profilhöhen Standzeiteinbußen und kritische Kolkverschleißentwicklungen zu erwarten. Ursache dafür sind größere Schnittbogenlängen und größere Kopfspanungsvolumen im Verhältnis zur Kopfspanfläche.

6.7 Verschleißeinfluss einer Protuberanz

Protuberanzen verändern den Zahnkopf des Werkzeuges dahingehend, dass durch einen kleineren Profilwinkel im Kopfbereich die Fläche des Kopfes größer wird. Durch den geänderten Profilwinkel kommt es zur größeren Durchdringung von Werkzeug und Werkstück, welche im Zahnfuß des Werkstückes einen Unterschnitt erzeugt. Dieser Mechanismus wird in der Praxis häufig angewendet um mit

nachgestellten Feinbearbeitungsverfahren kerb- bzw. stufenfreie evolventische Flanken zu erzeugen. Dabei stehen Werkzeugprofile mit Protuberanz im Verdacht verschleißkritischer zu sein als Werkzeugprofile ohne Protuberanz. Innerhalb der Arbeit wurden die Größen der Protuberanz nicht variiert sondern ein industrienaher Standardwert für den Protuberanzbetrag und Protuberanzwinkel untersucht. Um die Profile unterschiedlichen Moduls geometrisch ähnlich zu belassen wurde der Absolutbetrag der Protuberanz entsprechend beim kleinen Modul halbiert. Um den Verschleißeinfluss von Profilmodifikationen in Form einer Protuberanz zu untersuchen und zu erkennen, werden in Bild 6.28 die in den Experimenten aufgetretenen Verschleißbilder der Spanfläche gegenübergestellt.

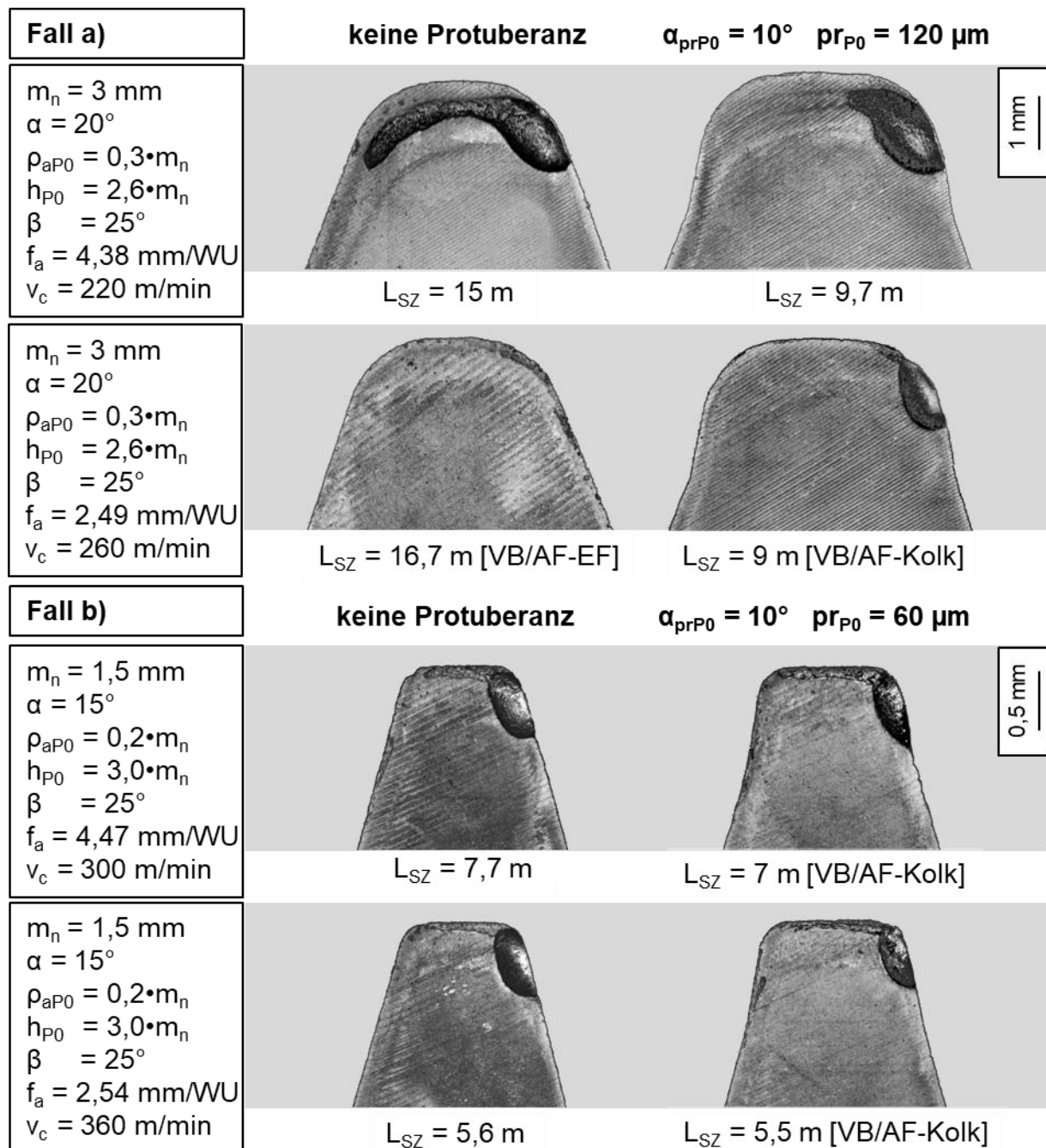


Bild 6.28: Verschleißeinfluss einer Protuberanz bei Referenzbedingungen

Es fällt auf, dass der Kolkverschleiß in den dargestellten Fällen beim Protuberanzwerkzeug stark auf den Kopfbereich der auslaufenden Flanke konzentriert ist, während er bei den Werkzeugen ohne Protuberanz größer ist, bzw. sich im Fall der Bearbeitung mit großer Kopfspanungsdicke bei Modul $m_n = 3$ mm sogar bis zur einlaufenden Flanke zieht. Eine Ausnahme bildet hier das Verschleißbild von Fall a) bei kleiner Kopfspanungsdicke. Dort tritt durch die erhöhte Schichtdicke und durch das kleine Größenverhältnis von Spanungsdicke zur Kopfspanfläche kein Spanflächenverschleiß auf. Unabhängig davon zeigte sich, dass Werkzeuge mit Protuberanz verstärkt zu Freiflächenverschleiß neigen. Dabei folgte der Ort der maximalen Verschleißmarkenbreite der Belastung durch maximale Schnittbogenlängen. Da diese im Kopfbereich der auslaufenden Flanke und nicht im Bereich des Überganges von Flanke zu Protuberanzflanke auftraten, war der Protuberanzknick, entgegen der Erwartungen, verschleißunkritisch.

Die Protuberanz als Profilmodifikation wurde auch beim Fräsen einer Geradverzahnung untersucht. Dabei ergaben sich beim Fräsen mit größerer Kopfspanungsdicke die in Bild 6.29 dargestellten Verschleißbilder.

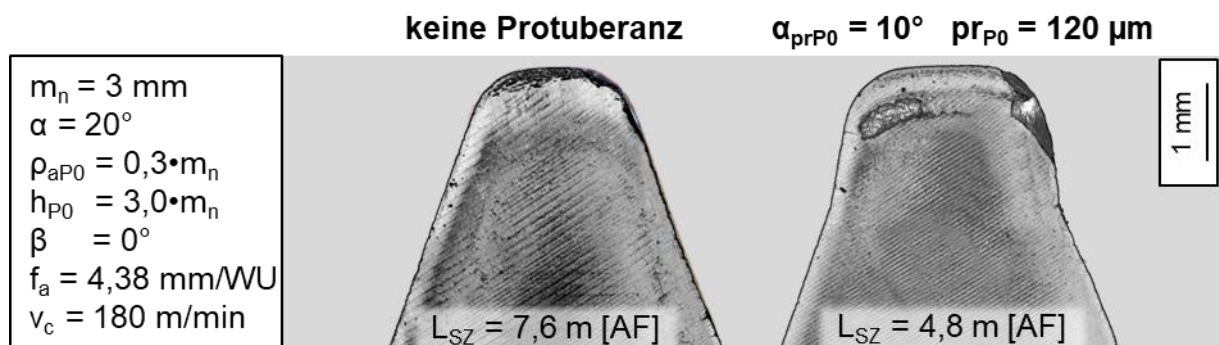


Bild 6.29: Verschleißeinfluss einer Protuberanz beim Fräsen einer Geradverzahnung

Der generelle Einfluss des Schrägungswinkels soll nicht an dieser Stelle, sondern in Kapitel 6.8 analysiert werden. Sowohl beim Werkzeug ohne Protuberanz als auch beim Werkzeug mit Protuberanz trat Freiflächenverschleiß verschleißkritisch auf.

Beim Werkzeug ohne Protuberanz kam es im gesamten Bereich der auslaufenden Flanke zu Freiflächenverschleiß. Demgegenüber trat beim Protuberanzwerkzeug Freiflächenverschleiß in Kombination mit Kolkverschleiß auf. Obwohl die Maximalwerte der Schnittbogenlänge, wie beschrieben, nicht im Bereich des Protuberanzknickes liegen, traten die maximalen Verschleißmarkenbreiten im Falle der Geradverzahnung beim Fräsen mit großem Vorschub bei zwei von drei Schnittgeschwindigkeiten im Bereich des Protuberanzknickes auf. Der dazugehörige Vergleich der Entwicklung der Verschleißmarkenbreite wird in Bild 6.30 dargestellt.

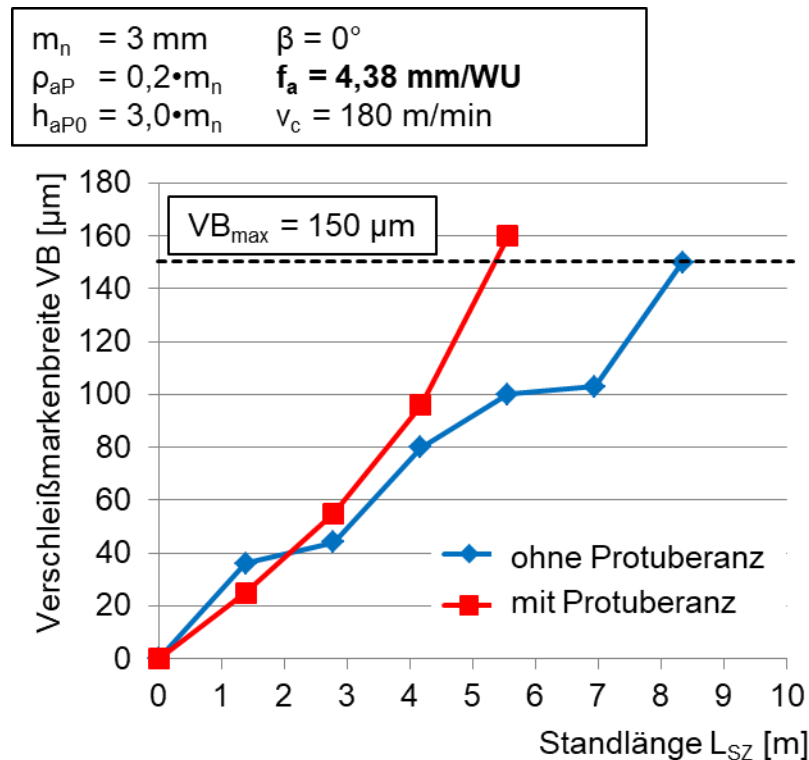


Bild 6.30: Einfluss der Protuberanz auf die Entwicklung der Verschleißmarkenbreite

Der Freiflächenverschleiß beim Protuberanzprofil entwickelt sich von Beginn an progressiv und erreicht das Maximum von $VB_{\max} = 150 \mu\text{m}$ entsprechend eher.

Die Verschleißbilder legen den Schluss nahe, dass eine Protuberanz bei den Fällen des Modul $m_n = 3 \text{ mm}$ einen größeren Einfluss auf den Verschleiß und die Standlänge hat als beim Modul $m_n = 1,5 \text{ mm}$. Allerdings hat das Protuberanzwerkzeug des kleinen Moduls eine größere Schichtdicke als das Werkzeug ohne Protuberanz. Vor diesem Hintergrund wird der Verschleißfortschritt und damit die Standzeit beim diesem Protuberanzwerkzeug positiv beeinflusst. Nichtsdestotrotz zog die Modifikation der Werkzeugprofile durch eine Protuberanz in allen Fällen eine Reduzierung der Standzeit nach sich. Die in Bild 6.31 dargestellte Zielschnittgeschwindigkeit zum Erreichen eines Standweges von $L_{SZ} = 10 \text{ m}$ als Kennwert für die Leistungsfähigkeit der unterschiedlichen Profile verringert sich dementsprechend auch beim Übergang zu Profilen mit Protuberanz.

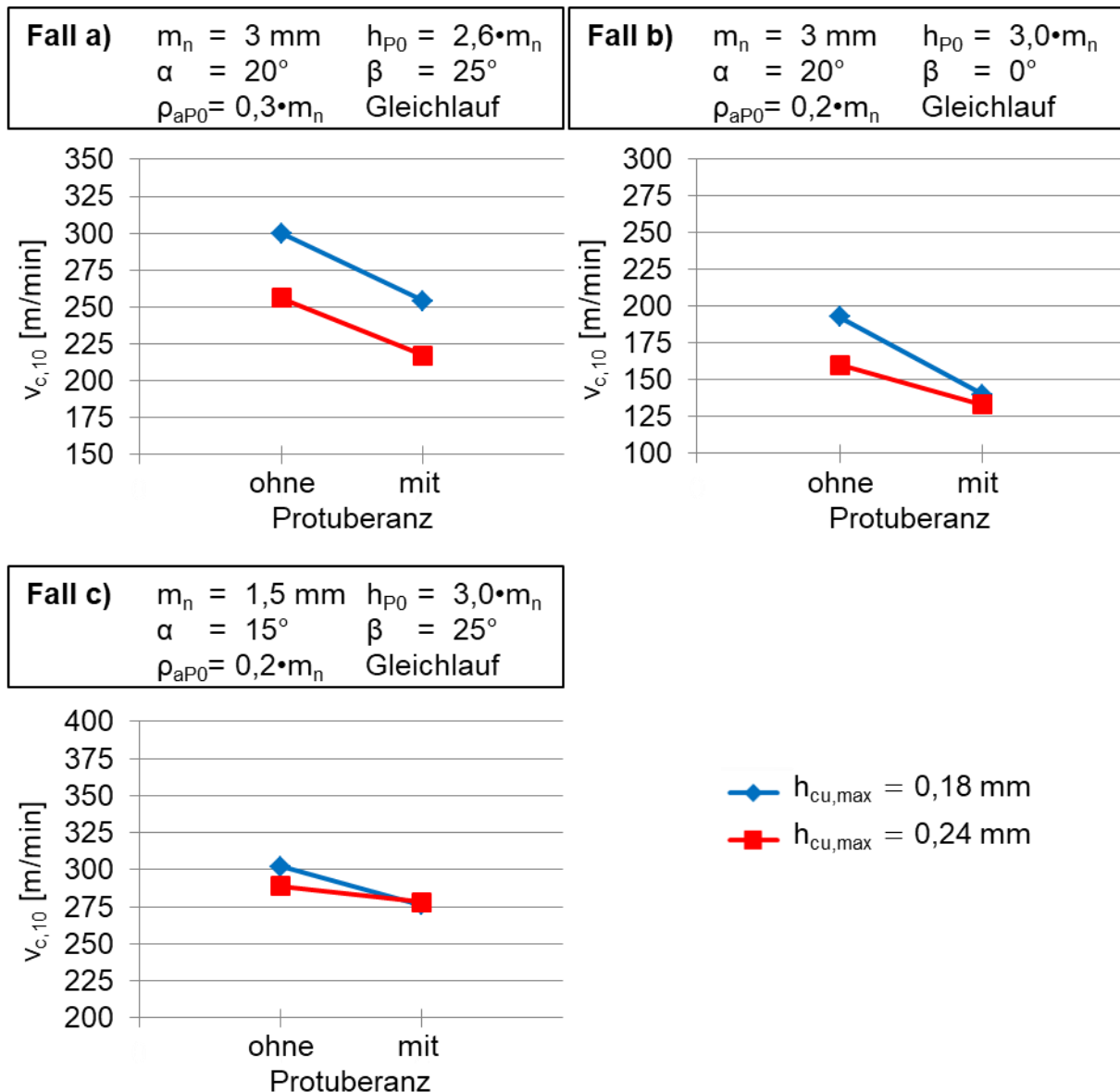


Bild 6.31: Einfluss einer Protuberanz auf die Zielschnittgeschwindigkeit $v_{c,10}$

Bei Betrachtung der klassischen Belastungskenngrößen in Bild 6.32 fällt auf, dass sich durch Hinzufügen einer Protuberanz außer beim wirksamen Freiwinkel $\varphi_{xn,min}$ keine starken Änderungen ergeben. Der wirksame Freiwinkel kann genutzt werden, um negative Effekte hinsichtlich Freiflächenverschleiß zu erklären. Folglich wird dadurch geklärt, weswegen Profile mit Protuberanz eher zu Freiflächenverschleiß neigen. Ein kleiner Freiwinkel wirkte sich insbesondere beim Fräsen der Geradverzahnung negativ aus.

Unterschiede bezüglich des Kolkverschleißes können bedingt über die leichte Zunahme der maximalen Schnittbogenlängen erklärt werden. Da sich Protuberanzprofile im Kopfbereich wie Werkzeugprofile ohne Protuberanz mit entsprechend kleinen Eingriffswinkeln verhalten, können ferner die Erkenntnisse zur Variation des Eingriffswinkels genutzt werden.

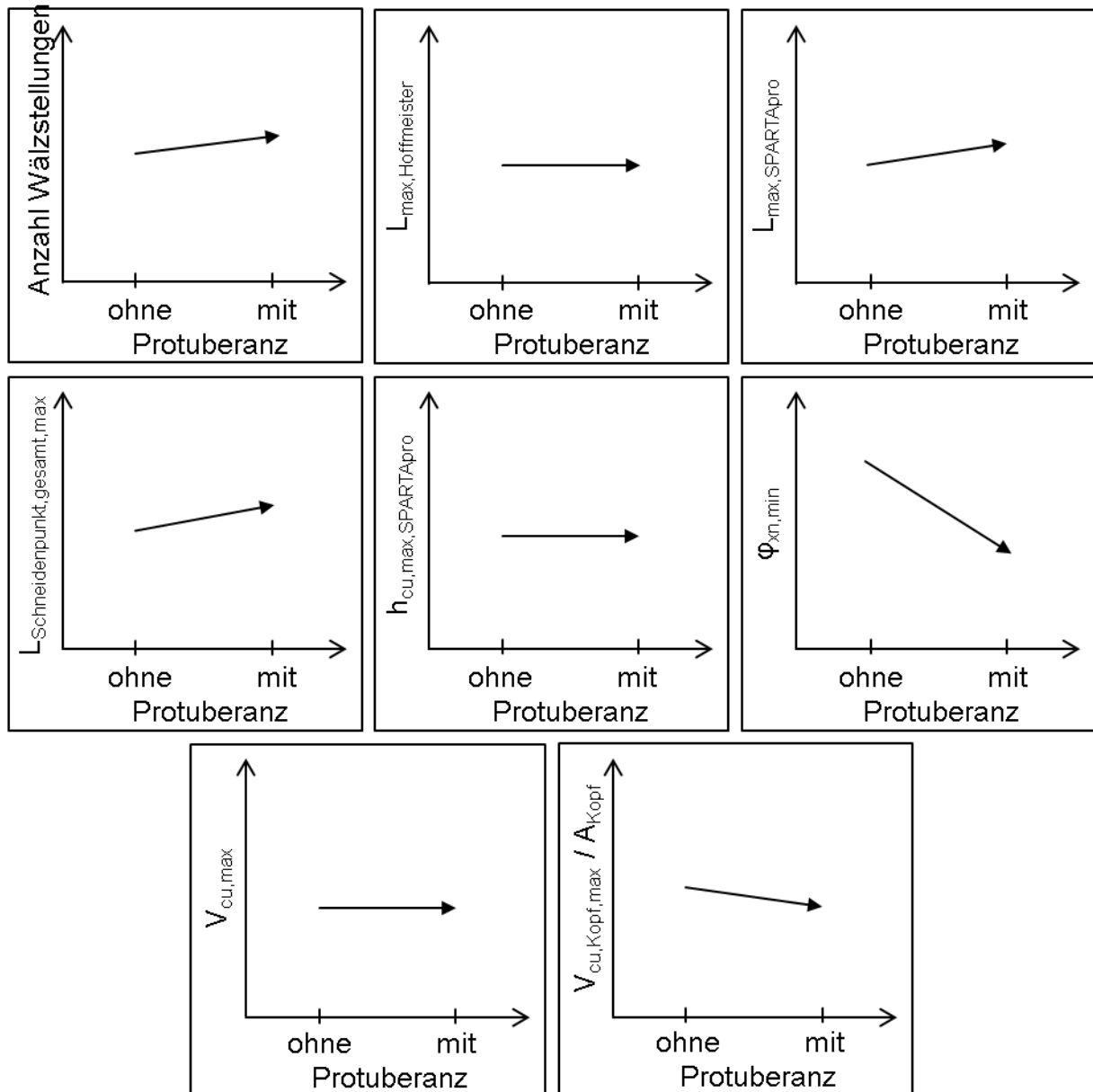


Bild 6.32: Einfluss einer Protuberanz auf Belastungskenngrößen

Die Reaktion der Spanfläche auf veränderte Belastungsverhältnisse soll durch Ergebnisse der FEM-Simulation verdeutlicht werden. Da sich die nominalen Belastungskenngrößen nur marginal ändern, bewirkt die Protuberanz offensichtlich eine Steigerung der Umformbelastung im Bereich der Kopfrundung. Dieser Ansatz kann durch Bewegungsvektoren, welche die Verformung des Spanmaterials beschreiben, verdeutlicht werden. Dazu wird zunächst in Bild 6.33 der Spanfluss bei einflankiger Spanabnahme dargestellt.

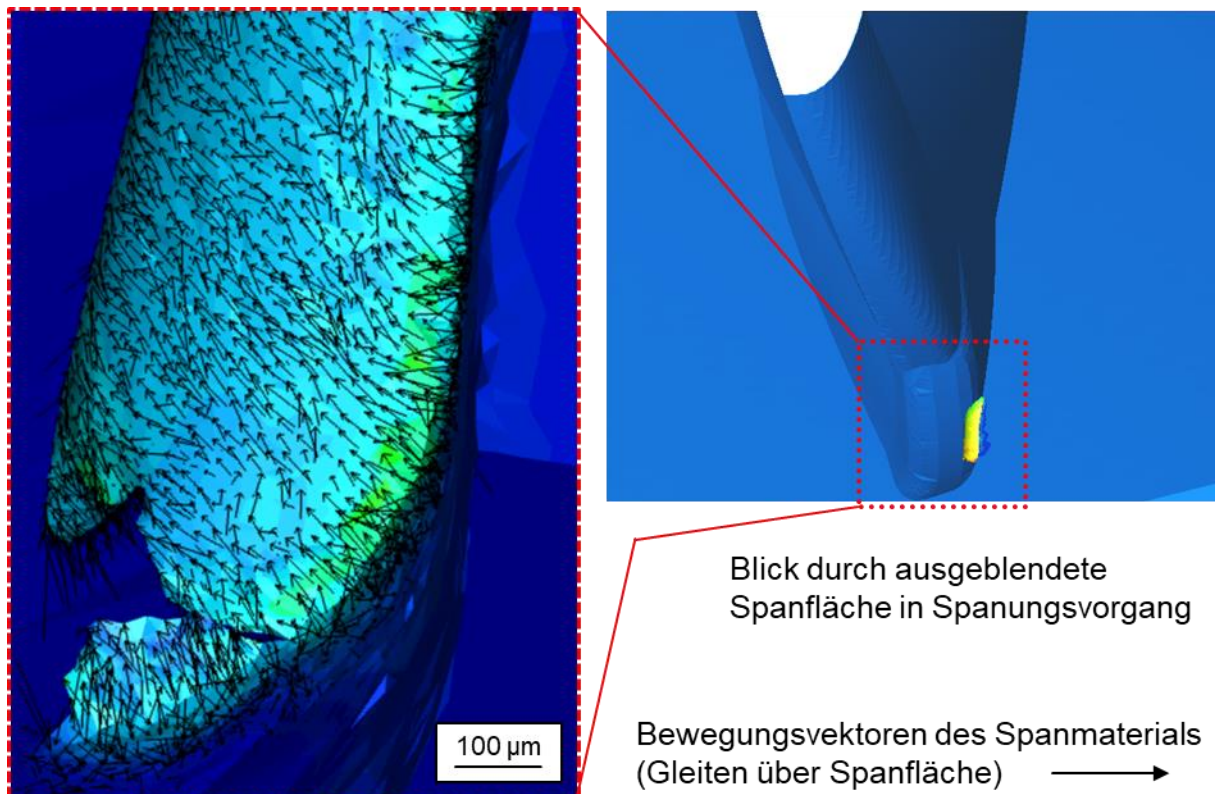


Bild 6.33: Spanfluss bei einflankiger Spanabnahme

Der im Bild dargestellte Spanfluss verhält sich insofern ideal, dass das Spanmaterial senkrecht zur Schneidkante fließt und jedem Punkt auf der Spanfläche nur ein Bewegungsvektor zugeordnet werden kann. Durch den annähernd parallelen Verlauf der Vektoren kommt es zu keiner negativen Interaktion der Spanflüsse untereinander.

Wenn es in Abhängigkeit vom Werkzeugdrehwinkel und der Wälzstellung zu mehrflankiger Spanabnahme kommt, so fließt Spanmaterial aus mehreren Richtungen zusammen. Die Bewegungsvektoren kreuzen sich entsprechend. In Bild 6.34 wird eine solche Situation für ein Profil ohne und mit Protuberanz dargestellt.

Entgegen der allgemeinen Annahme, dass Material immer senkrecht zur Schneidkante fließt, wird dort gezeigt, dass es durch die Überlagerung von Materialflüssen dazu kommt, dass der Span bereits in der unmittelbaren Nähe zur Schneidkante in die Hauptflussrichtung fließt. Die Bewegung senkrecht zur Schneidkante wird im Idealfall dadurch hervorgerufen, dass jedes Spaninkrement ein Nachbarinkrement besitzt, was durch ein eigenes Fließbestreben eine anders gerichtete Bewegung unterbindet. D.h. dass jedes Spaninkrement sich in die gleiche Richtung bewegt wie seine beiden Nachbarinkremente. Das heißt im Umkehrschluss, dass bei mehrflankiger Spanabnahme das lokale Gleichgewicht gestört wird, indem die Einzelflussrichtungen durch die Hauptflussrichtung dominiert werden.

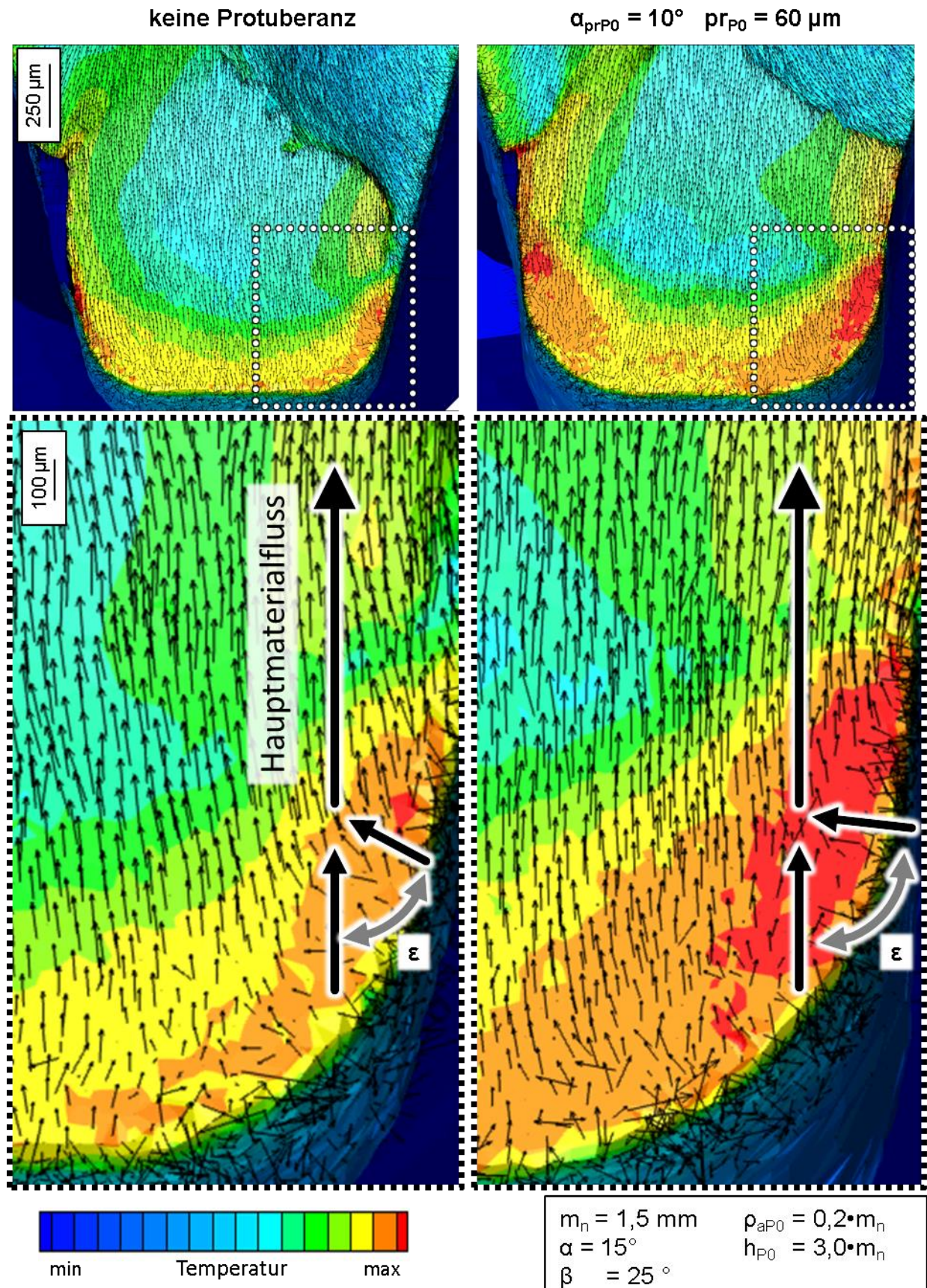


Bild 6.34: Spanfluss bei mehrflankiger Spanabnahme, Spanflusskreuzwinkel ε

Im Bereich der Flanke stellt sich ein konstanter Winkel zwischen den Vektoren der

Hauptflussrichtung und den Einzelflussrichtungen ein, welcher als Spanflusskreuzwinkel ε bezeichnet werden soll. Je größer dieser ist, desto stärker muss das Spaninkrement entgegen seinem natürlichen Bestreben in die Hauptflussrichtung umgeformt werden, sodass es zu erhöhtem Verformungswiderstand auf der Spanfläche kommt. Da der nominale Unterschied des Spanflusskreuzwinkels zwischen dem Profil ohne Protuberanz mit dem Profilwinkel $\alpha = 15^\circ$ und dem Protuberanzprofil mit dem Protuberanzwinkel $\alpha_{prP0} = 10^\circ$ nur fünf Grad beträgt, während sich gleichzeitig die Spanflächenbelastung deutlich verändert, muss davon ausgegangen werden, dass es einen kritischen Grenzwert für den Kreuzwinkel geben muss.

Die Reaktion der Spanfläche soll in Bild 6.35 ebenfalls anhand der Ergebnisse von FEM-Simulationen gezeigt werden. Beim Werkzeugprofil mit Protuberanz werden bei der simulierten Wälzstellung höhere Temperaturen über eine größere Einwirkdauer als beim Fräsen ohne Protuberanz erreicht.

Im unteren Teil b) des Bildes wird eine Momentaufnahme der Spanbildung beim Drehwinkel $\varphi = 21^\circ$ gezeigt. Es ist sichtbar, dass es durch die Protuberanz zu geteilten Spänen kommt, bei denen ein Flankenspan nicht mit dem restlichen Span verbunden ist. Diese Späne stehen im Verdacht, sekundäre Zahnflankendefekte durch Quetschen zu forcieren. In der Simulation und im Experiment wurde die Werkzeugbelastung jedenfalls nicht negativ durch geteilte Späne beeinflusst.

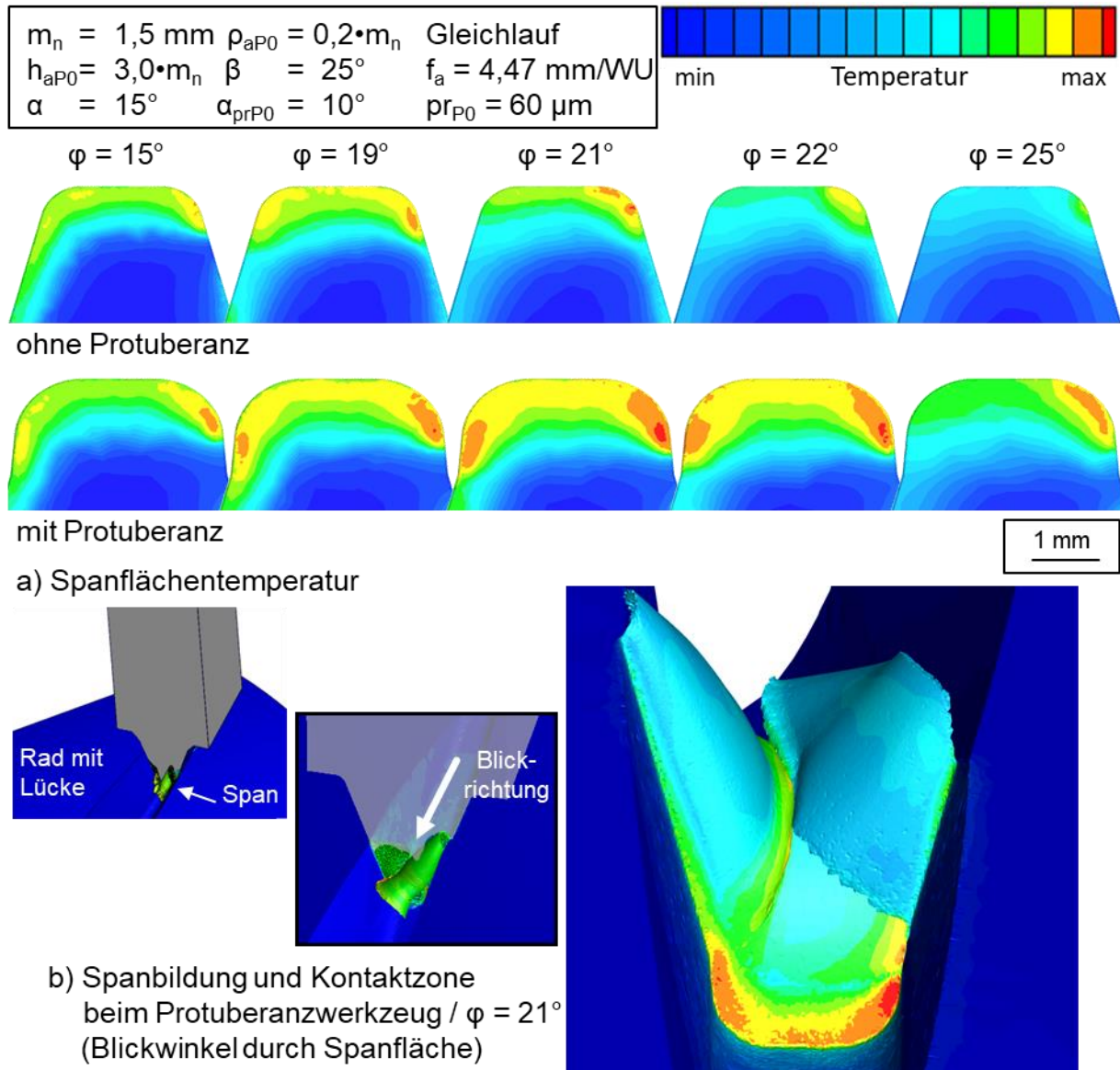


Bild 6.35: Protuberanzabhängige Prozesstemperaturen aus FEM-Simulation

Die FEM-Simulation unterstützt die Versuchsergebnisse, nach denen sich eine Protuberanz negativ auf die erreichte Standlänge der Werkzeuge auswirkt.

6.8 Verschleißeinfluss des Schrägungswinkels

In diesem Kapitel wird der Einfluss des Schrägungswinkels auf das Verschleißverhalten und auf erreichte Standlängen analysiert. Anders als die bisher diskutierten Einflüsse wird dabei nicht das Werkzeugprofil sondern eine Werkstückkenngroße variiert. Schrägverzahnungen sind in der industriellen Praxis weit verbreitet, um hohe Überdeckungsgrade zu realisieren. Im Rahmen der Arbeit wurde der Einfluss des Schrägungswinkels durch den Vergleich von Schrägverzahnung ($\beta = 25^\circ$) und Geradverzahnung stichprobenartig untersucht.

Im Vergleich zeigte sich ein deutlicher Unterschied im Standlängen-Verschleißverhalten und damit ein großer Einfluss des Werkstückschrägungswinkels. Bild 6.36 zeigt dazu die Verschleißbilder der untersuchten Fälle nach der Bearbeitung mit den Referenzbedingungen der großen Kopfspanungsdicke.

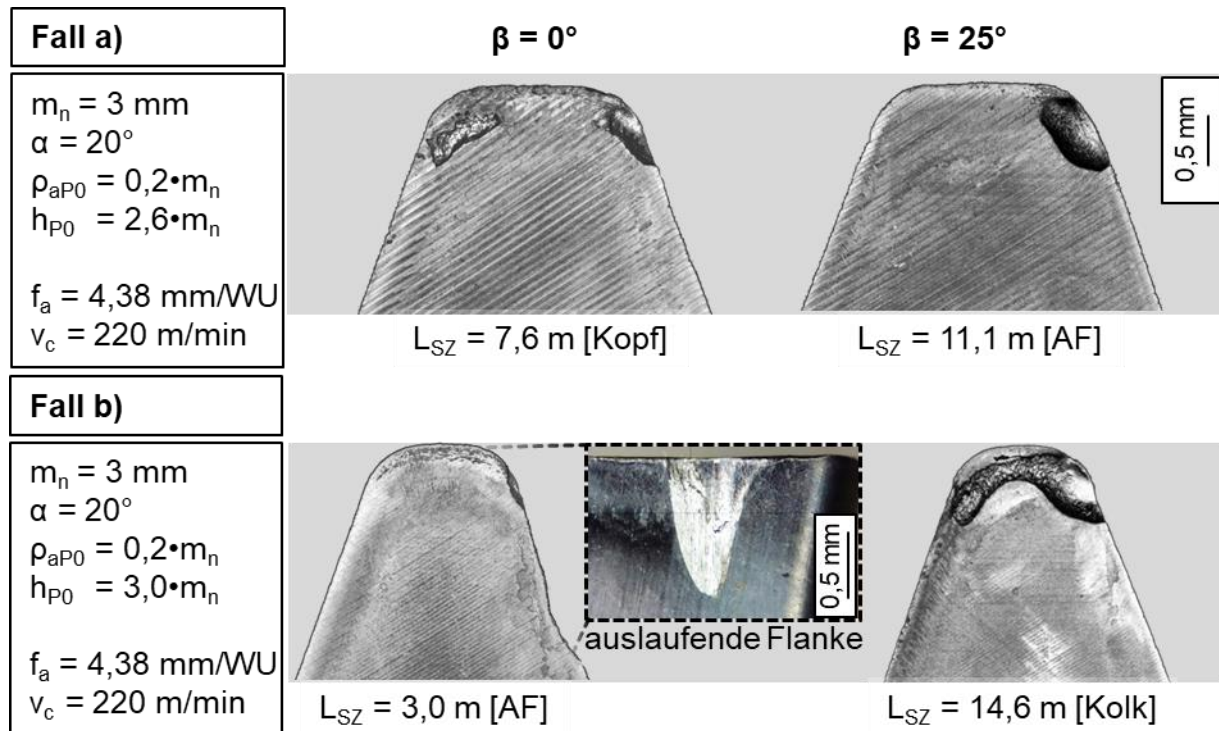


Bild 6.36: Verschleißeinfluss des Schrägungswinkels bei Referenzbedingungen

Beim Fräsen der Geradverzahnung war bei allen Untersuchungen der Freiflächenverschleiß kritisch. Neben einer werkzeugüblichen kontinuierlichen Entwicklung der Verschleißmarkenbreite kam es bei ausgewählten Schnittparametern im Fall b) zum Teil zu extremen Verschleißerscheinungen, bei welchem schon nach wenigen Zahnrädern deutliche Bearbeitungsspuren auf der auslaufenden Flanke zu beobachten waren. Beim Fräsen der Schrägverzahnungen mit großer Kopfspanungsdicke trat Freiflächenverschleiß immer in Kombination mit Kolkverschleiß auf. Bei kleinen Kopfspanungsdicken war sowohl beim Fräsen der Gerad- als auch beim Fräsen der Schrägverzahnung Freiflächenverschleiß kritisch. Durch die großen Unterschiede im Verschleißfortschritt bei Gerad- und Schrägverzahnung wurden diese in unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeitsbereichen untersucht. Daher können die Verschleißbilder bzw. die Verläufe von Freiflächenverschleiß beim Bearbeiten mit kleiner Kopfspanungsdicke nicht direkt verglichen werden. Die unterschiedliche Verschleißcharakteristik schlägt sich auch im Leistungsfähigkeitskennwert $v_{c,10}$ wieder. Dieser wird für die beiden untersuchten Fälle in Bild 6.37 dargestellt.

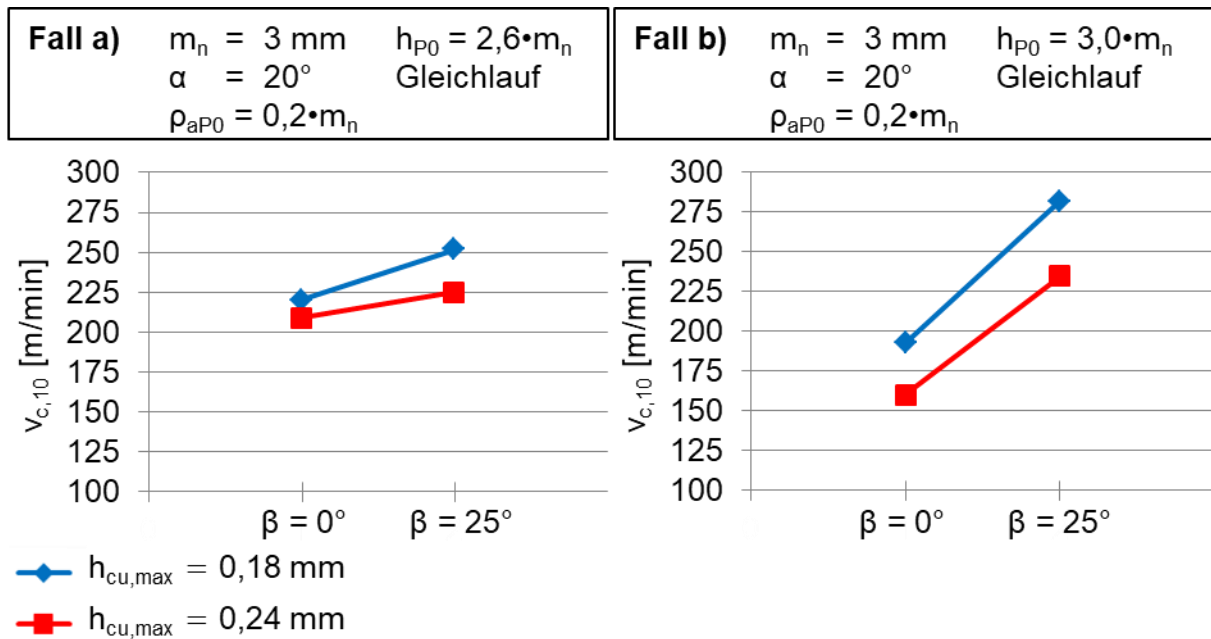


Bild 6.37: Einfluss des Schrägungswinkels auf die Zielschnittgeschwindigkeit $v_{c,10}$

Es ist sichtbar, dass die Fertigung der Schrägverzahnung mit deutlich höheren Schnittwerten vollzogen werden kann. Weiterhin wird der in Kapitel 6.6 diskutierte Einfluss der Profilhöhe sichtbar, da Fall b) eindeutig stärker auf die Änderung des Schrägungswinkels reagiert.

Eine Änderung des Schrägungswinkels von $\beta = 0^\circ$ auf $\beta = 25^\circ$ zieht die in Bild 6.38 dargestellten Veränderungen der Belastungskenngrößen nach sich.

Auf der einen Seite erhöht sich mit der Zunahme an Wälzstellungen die Anzahl der Zahneingriffe. Diesem leicht negativ behafteten Phänomen steht eine starke Reduzierung der Schnittbogenlängen gegenüber.

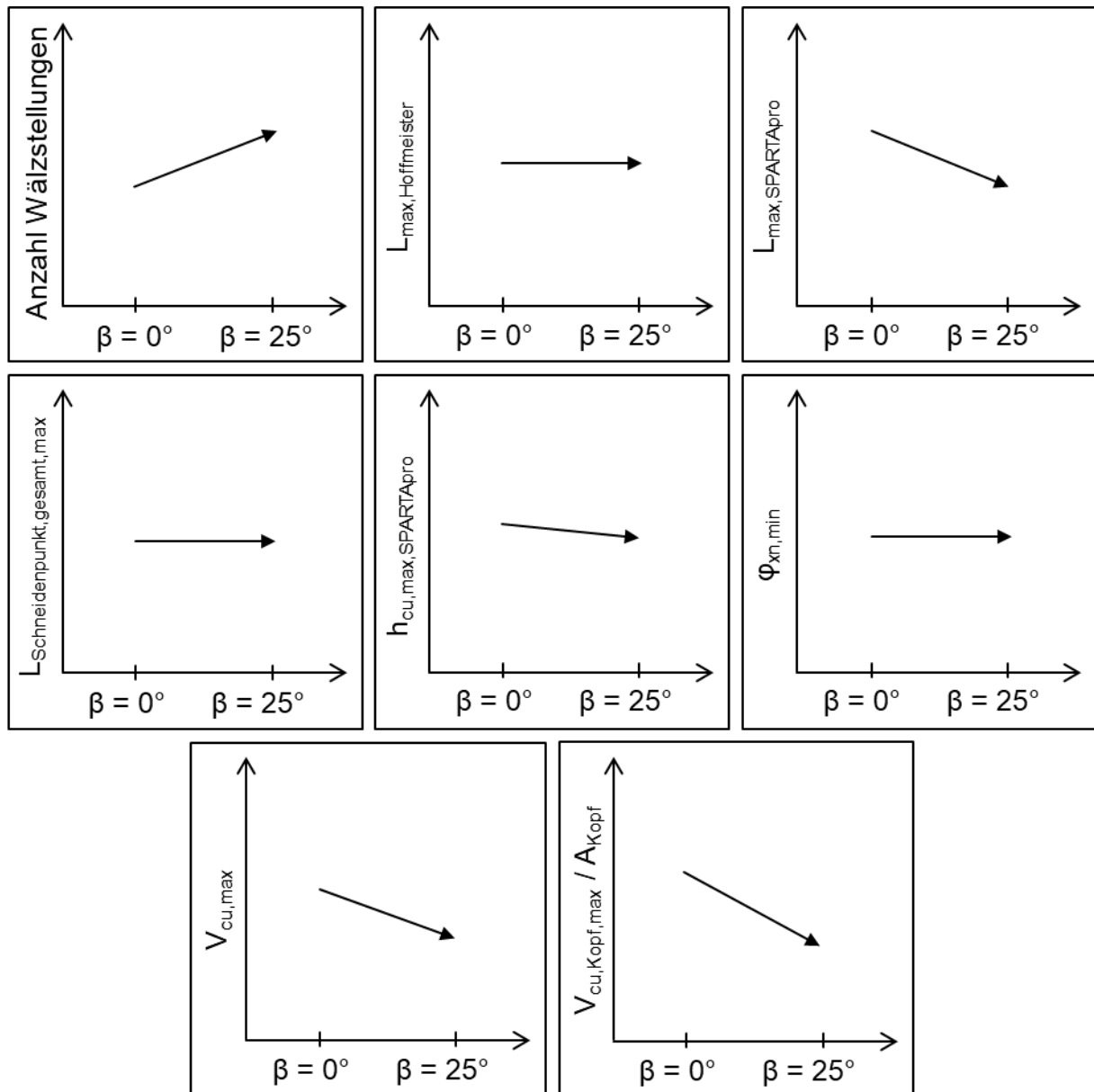


Bild 6.38: Einfluss des Schrägungswinkels auf Belastungskenngrößen

Die Reduzierung der Schnittbogenlänge und die Zunahme der Anzahl an Wälzstellungen sorgen dafür, dass beim Fräsen der Schrägverzahnung kleinere Späne entstehen als beim Fräsen der Geradverzahnung. Folglich nimmt auch das maximale Volumen, welches durch den Kopfbereich der Spanfläche zerspant wird, beim Wechsel zur Schrägverzahnung ab. Da im Falle der Geradverzahnung der Freiflächenverschleiß kritisch war und dieser teilweise extreme Ausprägungen zeigte, kann der Schluss gezogen werden, dass nicht die gesteigerte Spanflächenbelastung durch das Spanvolumen sondern die erhöhte Schnittbogenlänge für den deutlichen Abfall der Standlänge gegenüber der Schrägverzahnung verantwortlich war.

Um die Unterschiede in der Spangeometrie und der entsprechenden Spanabnahme zu verdeutlichen sind in Bild 6.39 als Ergebnis der CAD-Durchdringungsrechnung

„unverformte“ Späne dargestellt. Dabei entsprechen die Späne den Wälzstellungen, für die jeweils das größte Spannungsvolumen beim variierten Schrägungswinkel erzeugt wurde.

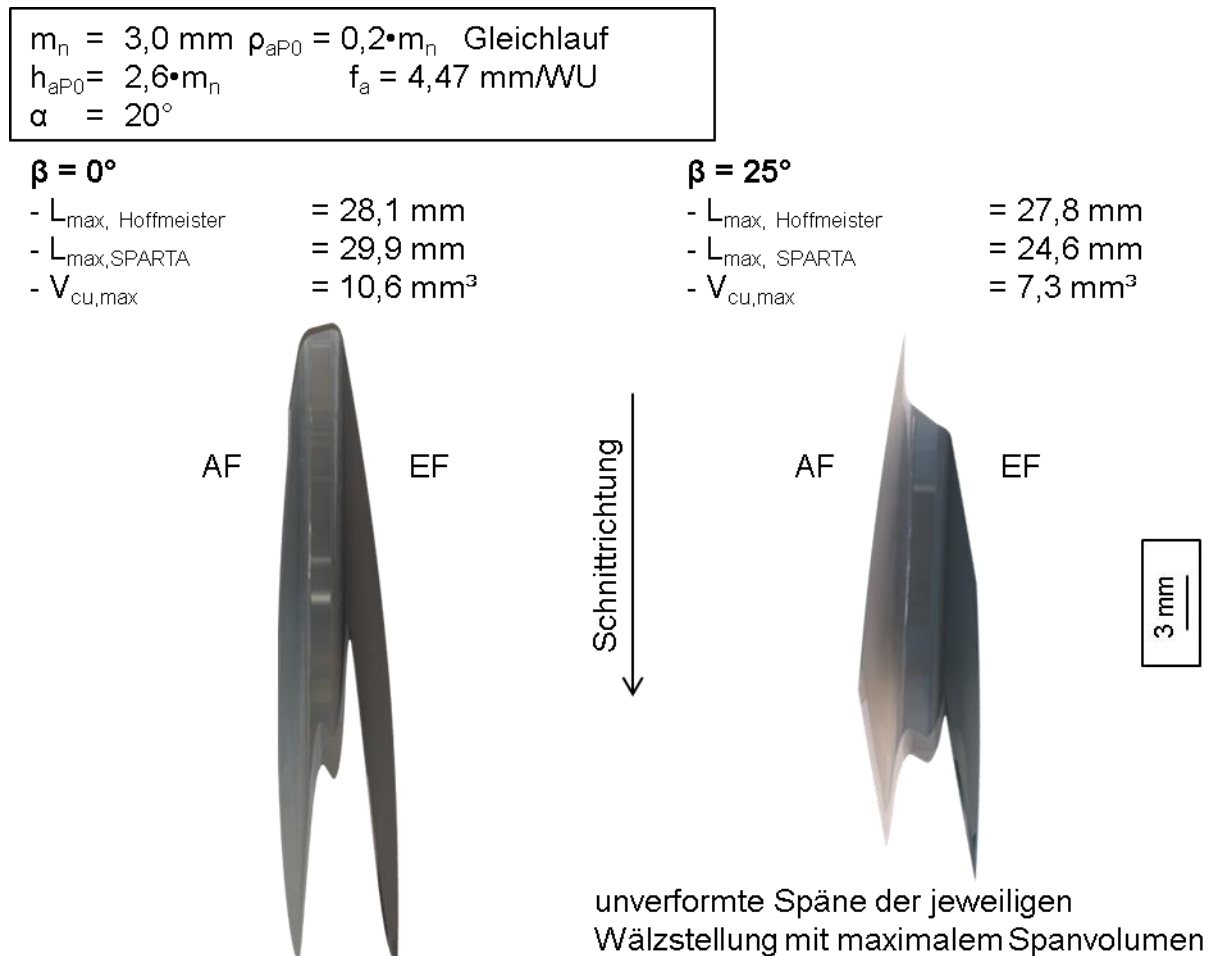


Bild 6.39: Spanungsgeometrien bei unterschiedlichen Schrägungswinkeln (Durchdringungssimulation)

Es ist für den dargestellten Fall sichtbar, dass die maximale Schnittbogenlänge im Kopfbereich der auslaufenden Flanke (AF) bei der Geradverzahnung deutlich länger ist als bei der Schrägverzahnung. Außerdem deutet sich an, dass der Schrägungswinkel einen Einfluss auf die Intensität der Werkzeugbelastung beim Beginn der Spanabnahme hat. Beim Fräsen der Geradverzahnung ist kurz nach dem ersten Materialkontakt bereits der gesamte Zahnkopf im Materialeingriff. Demgegenüber beginnt beim Fräsen der Schrägverzahnung die Zerspanung im Bereich der auslaufenden Flanke und verteilt sich allmählich über den Kopf bzw. den gesamten Kontaktbereich.

Die Reaktion der Spanfläche auf diese Belastungsverhältnisse zeigt der obere Bereich a) von Bild 6.40. Durch den sofort eintretenden Materialkontakt im gesamten Kopfbereich erwärmt sich dieser bei der Geradverzahnung schlagartig. Entsprechend

werden die Maximaltemperaturen schneller als bei der Schrägverzahnung erreicht. Durch die erhöhte Schnittbogenlänge wird der Bereich der Maximaltemperatur bei der Geradverzahnung länger aufrechterhalten.

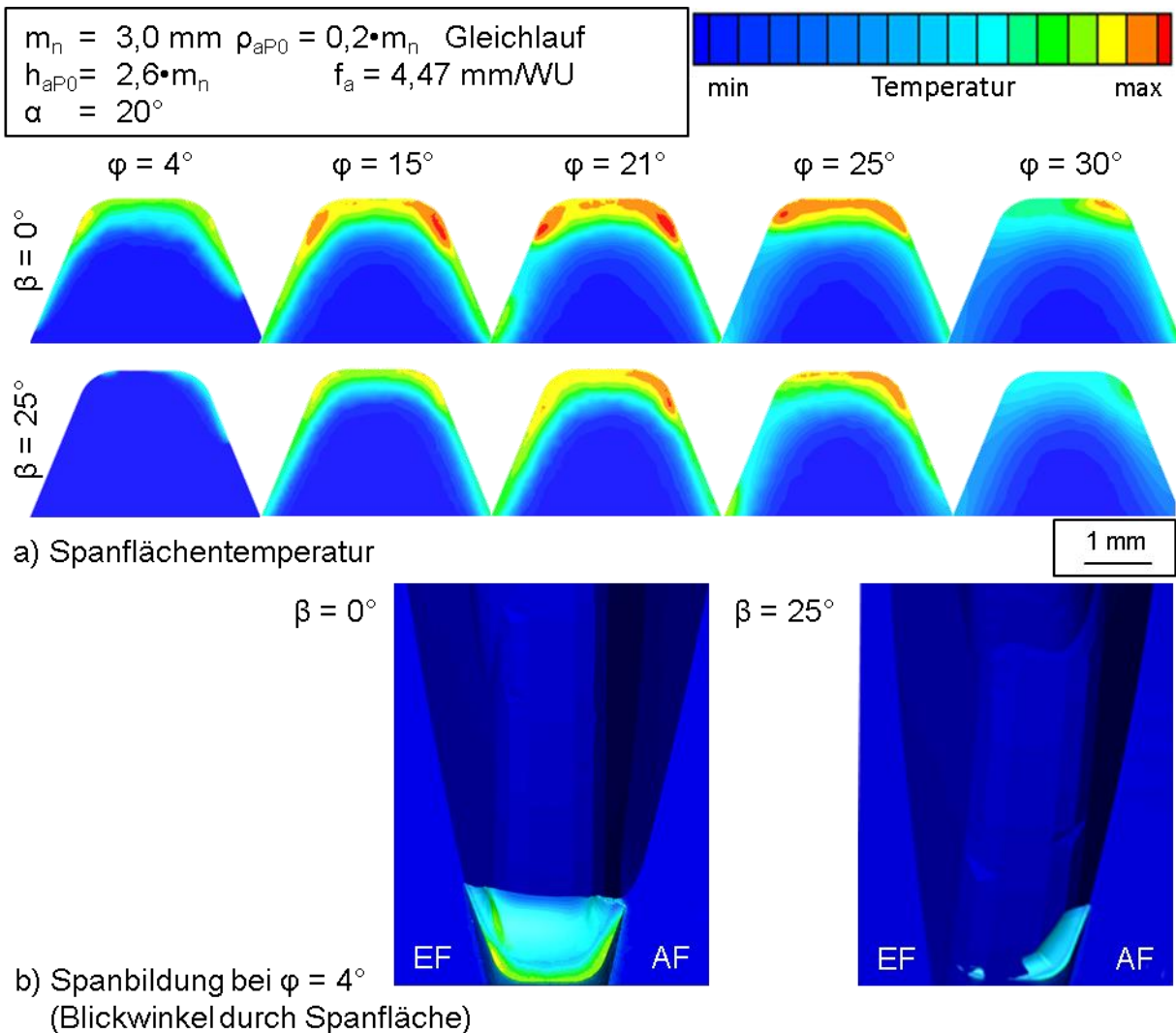


Bild 6.40: Schrägungswinkelabhängige Prozesstemperaturen aus FEM-Simulation

Im unteren Teil b) des Bildes wird die unterschiedliche Charakteristik des Beginns des Zahneingriffes bei beiden Schrägungswinkeln gezeigt. Es ist erkennbar, dass die Spanfläche im Fall der Geradverzahnung bereits beim ersten Materialkontakt stärker durch große Spanformungs- und Umformungswiderstände belastet wird.

Im Rahmen der Arbeit wurde der Einfluss des Schrägungswinkels nur zweistufig untersucht. In allen Fällen reduzierten sich die Standwege beim Übergang von Schräg- zu Geradverzahnung. Teilweise trat dabei extremes Verschleißverhalten auf.

6.9 Verschleiß am Werkzeugprofil einer Steckverzahnung (DIN5480)

Neben den bisher diskutierten Geometrieelementen und deren Einfluss auf das Verschleißverhalten wurde zusätzlich das Bezugsprofil einer Steckverzahnung nach DIN 5480 untersucht [DIN06]. Diese geometrische Variante steht für sich alleine und ist nicht direkt mit anderen Versuchen vergleichbar. Es unterscheidet sich von diesen in mehr als einer geometrischen Größe.

Da diese Verzahnung meist ohne Hartfeinbearbeitung verwendet wird und deshalb eine möglichst geringe Vorschubmarkierungstiefe erwünscht ist, wurden die Versuche nur beim Fräsen mit kleiner Kopfspanungsdicke durchgeführt.

Das entsprechende Werkzeugprofil wird in Bild 6.41 dargestellt. Es fällt dabei auf, dass die Kopfhöhe des Profils im Vergleich zu anderen Profilen sehr gering ist. Es wird mit einer geringen Tauchtiefe von nur $T = 1,05 \cdot m_n$ gefräst.

$m_n = 3,0 \text{ mm}$	$\rho_{aP0} = 0,48 \cdot m_n$	$h_{aP0} = 1,8 \cdot m_n$
$h_{P0} = 3,75 \cdot m_n$	$\rho_{fP0} = 0,6 \cdot m_n$	
$\alpha = 30^\circ$		

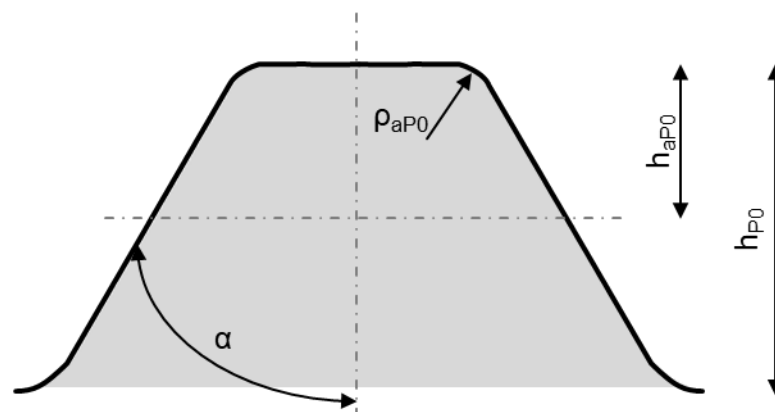


Bild 6.41: Untersuchtes Bezugsprofil der DIN5480-Steckverzahnung

Beim Übergang vom genormten BP III zum Profil der Steckverzahnung gelten sämtliche in den Kapiteln 6.4 bis 6.6 beschriebenen Belastungsabhängigkeiten.

Daraus folgt, dass beim Spanen der Steckverzahnung gegenüber dem genormten BP III folgende charakteristische Belastungen vorliegen:

- geringe Anzahl an Wälzstellungen bzw. Zahneingriffe
- stark reduzierte maximale Schnittbogenlänge
- leicht erhöhtes maximales Spanvolumen
- leicht erhöhte effektive Freiwinkel

Anders als bei den klassischen Werkzeugprofilen traten die Maxima der Schnittbogenlänge im gesamten Kopfbereich auf. Im Experiment war daher in allen

Fällen Freiflächenverschleiß am Zahnkopf verschleißkritisch. Obwohl er nicht kritisch war, trat im Kopfbereich der auslaufenden Flanke ebenfalls Freiflächenverschleiß auf. Ein typisches Verschleißbild ist in Bild 6.42 dargestellt.

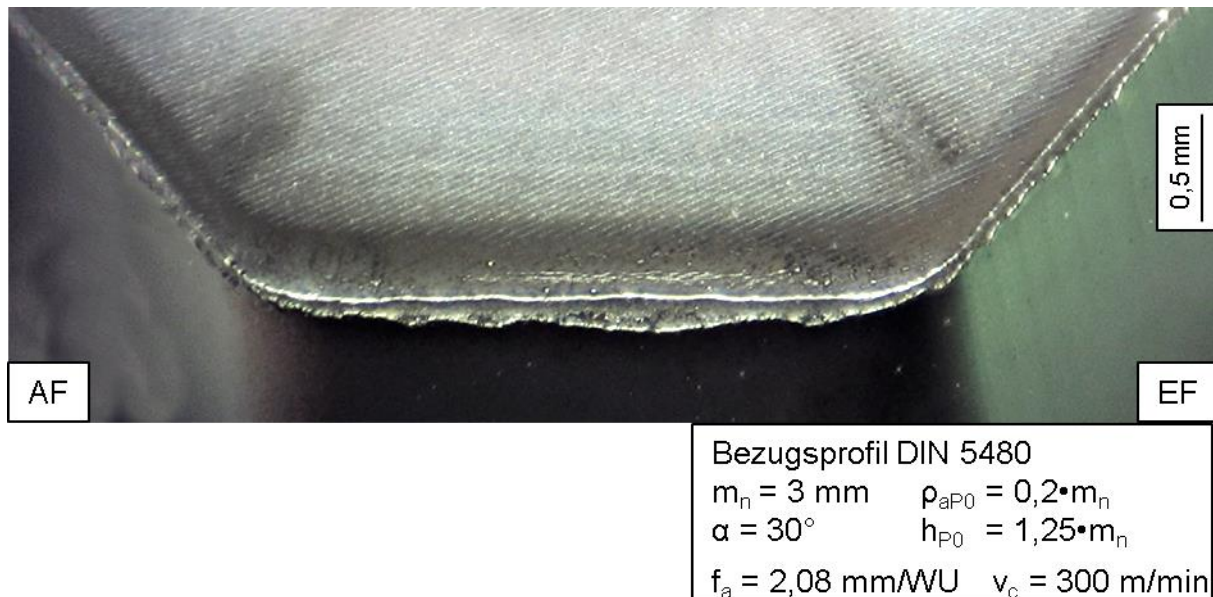


Bild 6.42: Verschleißausprägung am Bezugsprofil der Steckverzahnung

Durch die geringe Tauchtiefe und den großen Eingriffswinkel traten bei der Zerspanung nur kompakte, gedrungene Späne auf, welche keinerlei Behinderung im Spanablauf erzeugen. Deswegen und aufgrund der reduzierten Anzahl an Zahneingriffen und Schnittbogenlängen traten beim Fräsen mit dem Steckverzahnungsprofil enorme Standlängen im Schnittwertebereich der Laufverzahnungen des Moduls $m_n = 3 \text{ mm}$ auf. Die errechnete Zielschnittgeschwindigkeit zum Erreichen des Standweges von $L_{SZ} = 10 \text{ m}$ ist dementsprechend mit $v_{c,10} = 350 \text{ m/min}$ die höchste im Versuchsblock des großen Moduls.

Es kann daraus geschlossen werden, dass die Bearbeitung mit dem Werkzeugprofil der Steckverzahnung unkritisch ist. Es sind hohe Schnittgeschwindigkeiten bei funktionsbedingt geringem Vorschub möglich.

6.10 Einfluss des Werkzeugprofils auf Oberflächendefekte

Oberflächendefekte werden nach ihrer Ursache und Erscheinung in Primärdefekte, Sekundäreffekte und Tertiärdefekte unterteilt. Primäreffekte sind leichte Verschmierungen auf der Werkstückzahnflanke. Diese entstehen unmittelbar während der Zerspanung und werden durch die Lage der Spanfläche in der Zahnücke und die gleichzeitige Spanabnahme an mehreren Flanken beeinflusst. Als Sekundäreffekte werden starke Schlieren bezeichnet. Ursächlich dafür ist der

Spanablauf, wobei die Spanform und die Schnittbogenlänge maßgebliche Einflussgrößen sind. Tertiäre Defekte sind Spanaufschweißungen durch wieder in den Prozess hineingezogene Späne vorheriger Zahneingriffe [Stuc14].

Bei den Zerspanexperimenten im Analogieversuch traten primäre und sekundäre Oberflächendefekte auf. Ein exakter getrennter Ausweis dieser beiden Defekte wurde im Rahmen der Untersuchungen nicht vorgenommen. Im Weiteren soll nur auf den Zusammenhang von Werkzeugprofil und generellem Vorhandensein von Oberflächendefekten eingegangen werden.

Bild 6.43 zeigt die Entstehung von Oberflächendefekten über verschiedene Axialpositionen des Schlagzahnprozesses, welche Axialstellungen genannt werden, beim Fräsen der Geradverzahnung im Gleichlauf.

$m_n = 1,5 \text{ mm}$	$\beta = 25^\circ$
$\alpha = 20^\circ$	$f_a = 4,47 \text{ mm/WU}$
$\rho_{aP0} = 0,2 \cdot m_n$	$v_c = 300 \text{ m/min}$

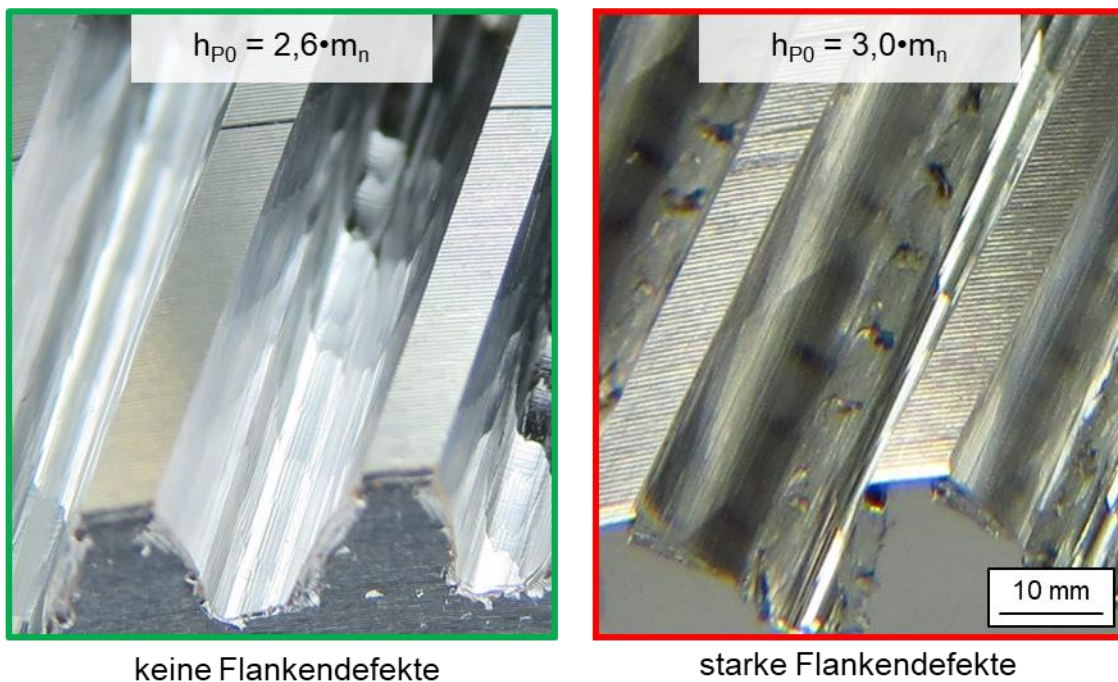


Bild 6.43: Stadien der Entstehung von Oberflächendefekten

Es ist auffällig, dass bei den Zahneingriffen im unteren Werkstückbereich (den ersten Axialstellungen im Anschnittbereich), starke Defekte auf den rechten Werkstückflanken auftreten. Diese werden im Prozess mit der einlaufenden Flanke des Werkzeuges gefertigt. Ab der vierten Axialstellung entstanden im Bereich der linken Zahnflanke Oberflächendefekte, die auch bei weiteren Axialstellungen erhalten blieben. Demgegenüber wurden die Defekte auf der rechten Flanke beim Zerspanen in der jeweils nächsten Axialstellung entfernt. Ab der achten Axialstellung (Übergang

Vollschnitt zu Auslauf) entstehen auf der rechten Flanke keine weiteren Defekte.

Als Ursache kann die Verteilung des zu zerspanenden Materials entlang der Schneidkante und des Schnittbogens vermutet werden. Bei den Versuchen des Moduls $m_n = 3$ mm traten bei folgenden Konstellationen Flankendefekte auf:

- $\alpha = 20^\circ$; große Profilhöhe; $\beta = 0^\circ$
- $\alpha = 20^\circ$; große Profilhöhe; $\beta = 25^\circ$; große Kopfspannungsdicke
- $\alpha = 20^\circ$; kleine Profilhöhe; $\beta = 0^\circ$; große Kopfspannungsdicke;
bei verschlissenenem Werkzeug
- $\alpha = 15^\circ$; extreme Profilhöhe; große Kopfspannungsdicke, insb. bei Verschleiß

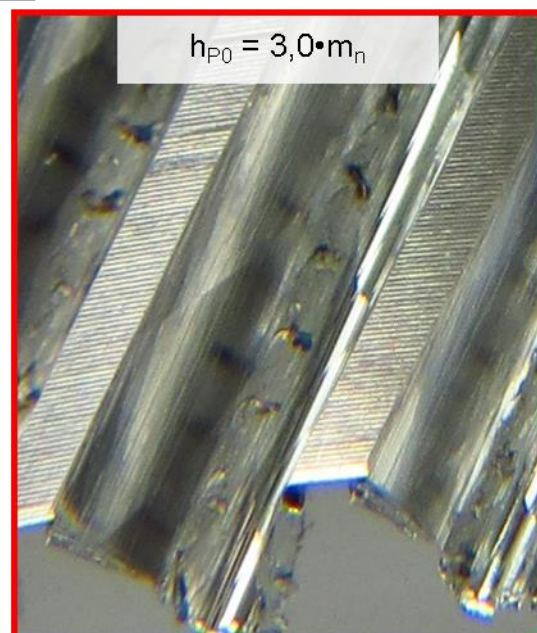
Demgegenüber traten bei den Versuchen des Moduls $m_n = 1,5$ mm in allen Fällen des Fräsens mit großer Kopfspannungsdicke Flankendefekte auf. Lediglich bei Werkzeugprofilen mit dem größeren Profilwinkel $\alpha = 20^\circ$ und kleiner Tauchtiefe kam es nicht zur Beeinflussung der Oberfläche der Flanke.

In Bild 6.44 wird für die Verzahnung des kleinen Moduls eine mit einem soeben als unkritisch gewerteten Werkzeugprofil generierte Zahnflanke mit einer Zahnflanke größerer Zahnhöhe verglichen.

$m_n = 1,5$ mm	$\beta = 25^\circ$
$\alpha = 20^\circ$	$f_a = 4,47$ mm/WU
$\rho_{aP0} = 0,2 \cdot m_n$	$v_c = 300$ m/min



keine Flankendefekte



starke Flankendefekte

Bild 6.44: Zahnflanken unterschiedlicher Zahnhöhe

Bei den dargestellten Zahnflankendefekten handelt es sich vermutlich um Defekte zweiter Ordnung, welche durch kritischen Spanablauf hervorgerufen wurden. Ein

Erklärungsansatz ergibt sich aus der Werkzeugposition in der Lücke und dadurch beeinflusste Freiräume zwischen Werkzeug und Werkstück [Kobi01]. Eine ungünstige Konstellation der Werkzeugpositionierung in der Lücke zeigt Bild 6.45.

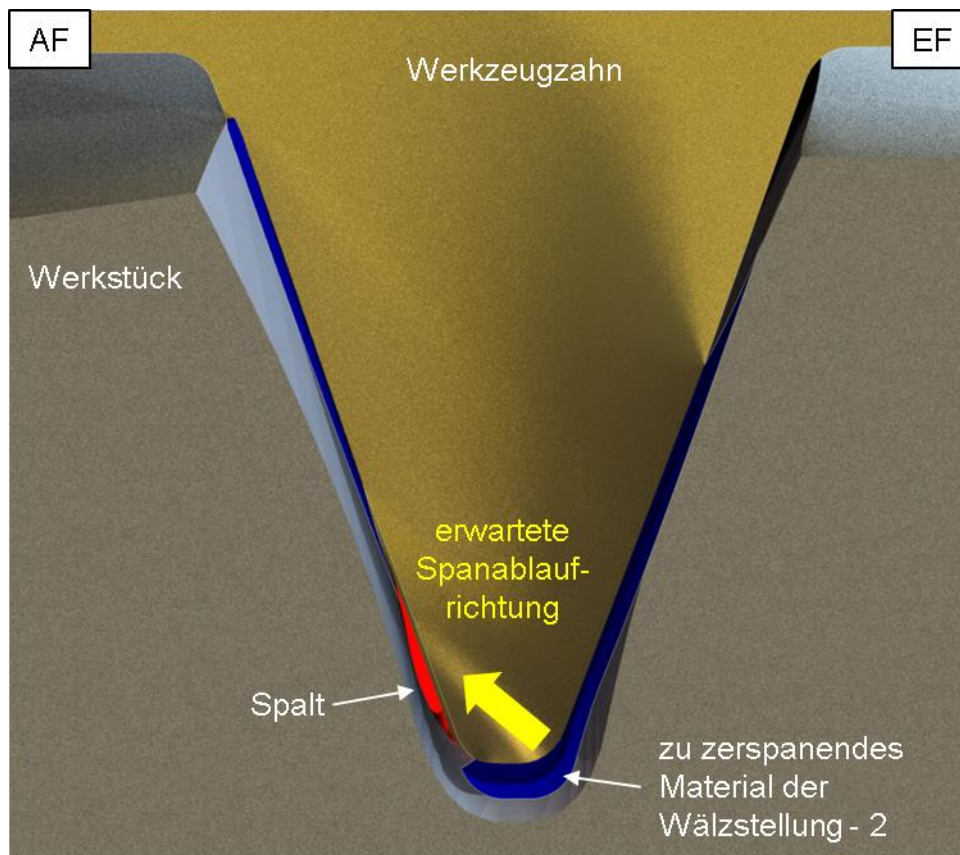


Bild 6.45: Risikobehaftete Konstellation von Spalt und Spanvolumen

Es ist anzunehmen, dass der Span, welcher im Bild vom Werkzeugkopf und der einlaufenden Flanke gebildet wird, in Richtung des Spaltes auf der auslaufenden Flanke abläuft. Bei fortschreitender Drehung des Werkzeuges besteht dann das Risiko, dass Spanmaterial in den Spalt gerät und dort auf die bereits durch vorhergehende Wälzstellungen erzeugte Flanke gedrückt wird.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass sich in den Untersuchungen hauptsächlich große Spanungsdicken bei kleinen Kopfspanflächen kritisch hinsichtlich Flankendefekten erwiesen haben. Kleine Kopfspanflächen wurden durch gesteigerte Profilhöhen oder größere Eingriffswinkel hervorgerufen. Daneben haben auch der Verschleißzustand und der Schrägungswinkel einen Einfluss auf die Ausbildung von Flankendefekten. Letzteres beeinflusst das Kopfspanvolumen bei gleichbleibend großen Kopfspanflächen.

7 Analytischer Ansatz zur Bewertung unterschiedlicher Werkzeugprofile

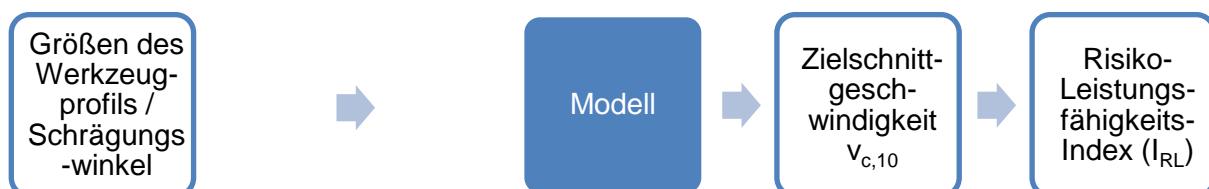
7.1 Vorgehensweise

Um die Versuchsergebnisse im industriellen Umfeld nutzbar zu machen müssen diese in eine allgemeine Form übertragen werden. Dazu wurde ein mathematisches Modell zur Vorhersage der Prozessleistungsfähigkeit in Abhängigkeit von den Versuchsfaktoren (Werkzeugprofil und Werkstückschrägungswinkel) erstellt. Neben der Zielschnittgeschwindigkeit $v_{c,10}$ soll eine Kenngröße zur allgemeinen Beurteilung der geometrischen Größen modelliert werden, welche hier als Risiko-Leistungsfähigkeits-Index I_{RL} bezeichnet wird.

Zur Aufstellung des Modells wird die Zielschnittgeschwindigkeit als die Antwortgröße (Ergebnis) genutzt. Die dazu verwendeten experimentellen Ergebnisse können Anhang 6 entnommen werden.

Wie in Bild 7.1 skizziert wird, sind bei der Modellierung generell mehrere Vorgehensweisen möglich.

a) Direkte Modellbildung



b) Indirekte Modellbildung



Bild 7.1: Mögliche Vorgehensweisen zur Modellierung

Denkbar wäre beispielsweise die direkte Generierung eines Modells aus den geometrischen Versuchsfaktoren. Dabei müsste mindestens die Kopfspannungsdicke als kontinuierliche oder kategoriale Variable mit betrachtet werden, da sonst die unterschiedlichen Wirkungen in Abhängigkeit von dieser nicht erfasst werden

können. Bei der kategorischen Betrachtung der beiden untersuchten Kopfspannungsdicken würde das Modell wiederum seinen allgemeingültigen Charakter verlieren. Außerdem ist nicht klar, inwiefern ein solches direktes Modell in der Lage ist, Werte außerhalb des untersuchten Raumes zu extrapolieren. Im Detail konnte mit der direkten Modellierung aus den Geometrie Größen keine Lösung dafür gefunden werden, dass der Eingriffswinkel je nach Rahmenbedingungen einen positiven oder negativen Einfluss auf die Prozessleistungsfähigkeit besitzt. Grund dafür ist die geringe Anzahl an Versuchen bzw. Ergebnissen zum Einfluss dieses Winkels.

Der andere Fall, der betrachtet wurde, ist die indirekte Modellbildung aus Belastungskenngrößen. Dabei werden aus den geometrischen Versuchsfaktoren zunächst Belastungskenngrößen abgeleitet, welche die unterschiedlichen Wirkmechanismen auf den Werkzeugverschleiß abbilden. Daraus wird im zweiten Schritt ein Modell gebildet, welches nicht mehr von geometrischen Größen des Werkzeugs abhängig ist und so theoretisch auch verschiedene Prozessauslegungen bewerten kann.

7.2 Neue Kenngrößen zur Belastungsmodellierung

Am IFQ wurden von Hipke [Hipk11] umfangreiche experimentelle Untersuchungen zur Klärung des Zusammenhangs zwischen Belastungskenngrößen und dem Verschleißverhalten beim Wälzfräsen durchgeführt. Ausgegangen wurde dabei hinsichtlich der Belastungskenngrößen von den Größen Kopfspannungsdicke, Schnittbogenlänge und Aufschlagshäufigkeit der Kopfschneide. Diese wurden in Relation zum auftretenden Verschleiß gesetzt, wobei je nach Konstellation sowohl der Kolk- als auch der Freiflächenverschleiß standlängenbestimmend war.

Die genannten klassischen Belastungskenngrößen zum Beschreiben des Standweg-/Verschleißverhaltens des Wälzfräsprozesses quantifizieren den Einfluss des Werkzeugprofils nur unzureichend. So werden insbesondere der Kopfrundungsradius und der Eingriffswinkel bei der Prozessevaluierung ignoriert. Es muss daher ein anderer Weg beschritten werden, indem der auftretende Verschleiß durch eine größere Anzahl an Belastungskenngrößen beschrieben wird.

Da in dieser Arbeit durch Simulationen und Zerspanversuche gezeigt wurde, dass das Werkzeugprofil in Abhängigkeit der Spanungsgeometrie einen großen Einfluss auf das Verschleißverhalten und die erreichbare Standlängen hat, ist es nötig, auch Ansätze für neue Belastungskenngrößen zu finden. In diesem Kapitel soll dazu ein neuer Ansatz diskutiert werden.

Dieser bezieht sich unter Anderem auf geometrische Größenverhältnisse von

Bereichen der Spanungsgeometrie und der Spanfläche. Dazu soll in einem ersten Schritt das Verhalten des Spanes auf der Spanfläche in der Kontaktzone unter Zuhilfenahme klassischer Spanungsmechanismen analysiert werden. Ermittelt man für einen beliebigen Verzahnungsfall maximale Spannungsdicken an jedem Abwicklungspunkt der Schneide und projiziert diese auf die Spanfläche, dann ergibt sich der in Bild 7.2 dargestellte Verlauf.

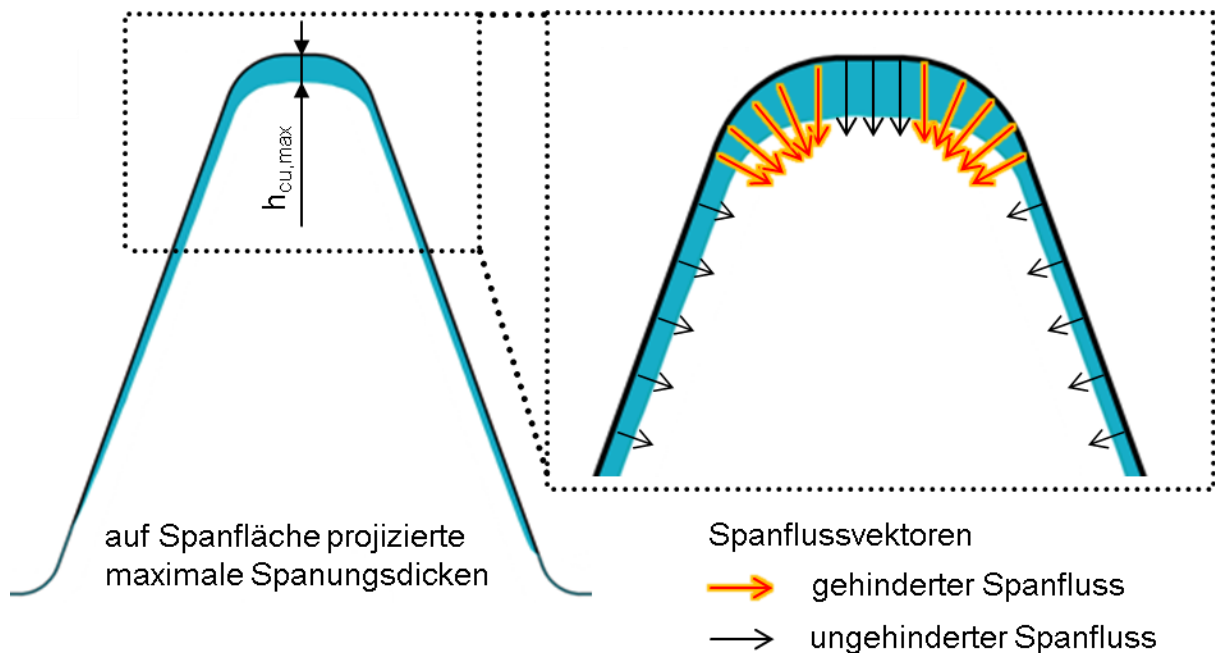


Bild 7.2: Maximale Spannungsdicken und deren Interaktion aus Sicht der Spanfläche

Aus der Analyse der Simulation und der Versuchsergebnisse ergeben sich folgende Thesen:

- An geraden Schneidkantenbereichen kann der Span ungehindert fließen und es kommt zu keiner zusätzlichen Belastung.
- Wenn zu zerspanendes Material an einem Punkt aus mehreren Richtungen zusammenströmt, kommt es zu Stauchungen. Infolge dieser Behinderung wird die Spanfläche lokal stärker belastet.
- Beginnend ab der Kopfrundung steigt die maximale Spannungsdicke am jeweiligen Schneidenabschnitt an und ist über dem Bereich der Kopfschneide annähernd $h_{cu,max}$.

Für das Belastungsmodell werden nur die für die Spanfläche kritischen Bereiche berücksichtigt. Den Thesen folgend ergibt sich daraus ein Bereich auf der Spanfläche, der durch behinderte Spanbildung angesichts aufeinandertreffender Materialflüsse aus verschiedenen Richtungen gekennzeichnet ist. Dieser in Bild 7.3 links dargestellte Bereich A_S erstreckt sich entlang der Kopfrundungen und definiert

sich in seiner Ausdehnung senkrecht zur Schneidkante über die maximale Kopfspannungsdicke, welche z.B. nach Hoffmeister oder SPARTApro approximiert werden kann.

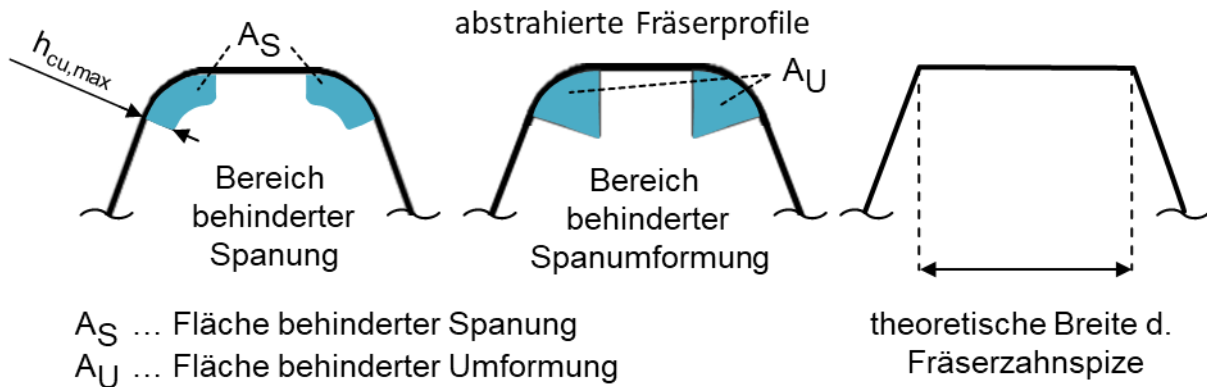


Bild 7.3: Basis der geometrischen Belastungskenngrößen

Da sowohl kopfseitig als auch flankenseitig Material fließt wird angenommen, dass sich der Span selber auch nur senkrecht zur Schneidkante bewegen kann. Dabei kommt es zur Stauchung durch Materialumformung. Der Bereich in dem die Spanumformung direkt durch Geschwindigkeitsvektoren aus Kopf- und Flankenrichtung charakterisiert ist, ist im mittleren Teil von Bild 7.3 dargestellt. Die Fläche A_U für das Belastungsmodell ergibt sich aus dem Kopfrundungsbogen und den Senkrechten an den jeweiligen Ansatzpunkten der Kopfrundung. Durch Bezug der Fläche der „behinderten Spannung“ auf die Fläche der „behinderten Umformung“ ergibt sich der Kennwert Umformverhältnis R_U durch Gleichung (6-3) welche durch Einsetzen der geometrischen Größen in Gleichung (6-4) überführt werden kann. Durch den Kennwert wird die Mehrbelastung der Spanfläche durch Spanfluss aus mehreren Richtungen quantifiziert.

$$R_U = \frac{A_S}{A_U} \quad (7-1)$$

$$R_U = \frac{2 \cdot \rho_{aP0} \cdot h_{cu,max} - h_{cu,max}^2}{\rho_{aP0}^2} \quad (7-2)$$

Es ist sichtbar, dass die Belastungskenngröße nur von der Kopfspannungsdicke und dem Kopfrundungsradius abhängt. In den betrachteten Fällen nahm der Kennwert Größen zwischen Null und Eins an. Theoretisch sind durch stark erhöhte Spannungsdicken für das Umformverhältnis R_U auch Werte größer Eins möglich. Das Modell soll hier aber nur für Spannungsdicken $h_{cu,max} < \rho_{aP0}$ eingesetzt werden.

Eine Steigerung dieser Belastungskenngröße korrelierte im Experiment mit einer

sinkenden Prozessleistungsfähigkeit bzw. sinkenden Zielschnittgeschwindigkeiten.

Außerdem zeigte sich im Experiment, dass die Spanungsdicke insbesondere dann einen großen Einfluss auf die Standzeit eines Werkzeuges hat, wenn der Kopfbereich der Spanfläche im Verhältnis zur Spanungsdicke sehr klein ist. Daher soll eine weitere Belastungskenngröße generiert werden, welche die maximale Kopfspanungsdicke auf die theoretische (halbe) Breite der Fräserzahnspitze bezieht, siehe Bild 7.3 rechts.

Aus den geometrischen Verhältnissen ergibt sich die Gleichung (6-5) zur Berechnung des Lückenverhältnisses R_L .

$$R_L = \frac{h_{cu,max}}{0,25 \cdot m_n \cdot \pi \cdot \tan \alpha \cdot h_{aP0} + \frac{\rho_{rP0}}{\cos \alpha}} \quad (7-3)$$

Auch diese Kenngröße nahm in den betrachteten Fällen Werte zwischen Null und Eins ein. Durch eine weitere Steigerung der Spanungsdicken sind theoretisch ebenfalls Werte größer Eins denkbar, welche aber auf Grund der folgenden Erläuterung unproblematisch sind.

In den Experimenten trat dort ein negativer Effekt auf, wo die Lückenbreite gegenüber dem Spanmaterial hinreichend klein war. Daher soll die Kenngröße nur wirksam werden, wenn ein bestimmtes Mindestmaß der Belastung überschritten wird. Hinsichtlich des Modells handelt es sich dabei also eher um eine kategorische Variable. Es wird dazu der nichtlineare Term T_L aus Gleichung (7-4) eingeführt, der in Abhängigkeit von der Kenngröße zur Beurteilung des Lückenplatzes den Wert Null ausgibt, wenn dieser kleiner als 0,8 ist. Bei Werten, welche größer als 0,8 sind, steigt der Term auf 1, siehe Bild 7.4.

$$T_L = 1 + \frac{-1}{1 + 10^{\frac{R_L - 0,825}{0,1}}} \quad (7-4)$$

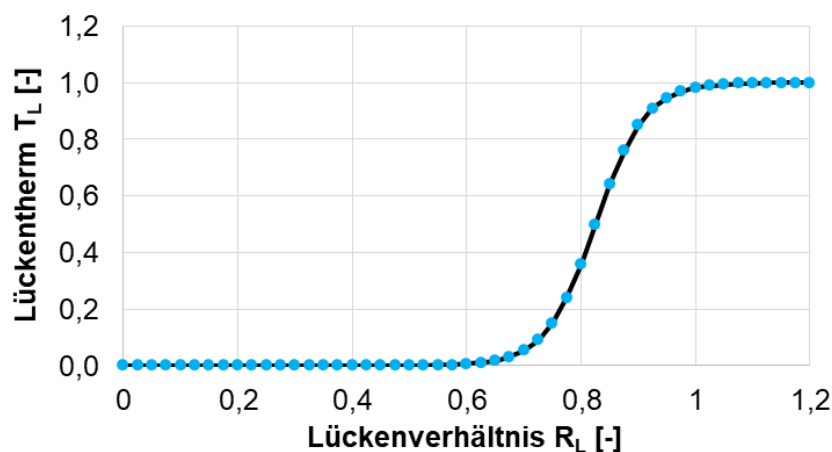


Bild 7.4: Einfluss der Kenngröße Lückenverhältnis R_L

Die geometrischen Belastungskennwerte sind ein Maß für Werkzeugbelastung auf Basis der Wirkung des Spanes auf die Spanfläche und geben damit einen Hinweis zur Ausprägung des Kolkverschleißes.

Hierzu ist anzumerken, dass der Kolkverschleiß beim Einsatz von PM-HSS beim Wälzfräsen insbesondere bei hohen Schnittgeschwindigkeiten und Vorschüben (also großen Kopfspanndicken) gegenüber dem Freiflächenverschleiß an Bedeutung gewinnt.

7.3 Modellierung der Zielschnittgeschwindigkeit auf Basis von Belastungskenngrößen

Im ersten Schritt der Modellierung nach Bild 7.1 Variante b) wurden zunächst Belastungskenngrößen identifiziert, welche einen signifikanten Einfluss auf die Werkzeugleistungsfähigkeit besitzen. Dazu gehören die Größen:

- maximale Schnittbogenlänge, als Maß für die Einwirkzeit der thermischen und mechanischen Belastung. Diese wird idealerweise durch eine Durchdringungssimulation ermittelt.
- maximale Kopfspannungsdicke, als Maß für die mechanische Belastung. Diese wird ebenfalls idealerweise durch eine Durchdringungssimulation ermittelt.
- konstruktiver Flankenfreiwinkel, welcher sich durch die Gleichung (2-3) annähern lässt (Annahme: konstruktiver Kopffreiwinkel beträgt $\varphi_{AT} = 10^\circ$).
- Umformverhältnis R_U , aus Gleichung (7-2)
- Lückenverhältnis R_L , aus Gleichung (7-3).

Auf Basis dieser Faktoren wurde mit Hilfe der Statistiksoftware Minitab [N.N.18b] iterativ die folgende Gleichung (7-5) ermittelt, anhand derer die Zielschnittgeschwindigkeit, als Kenngröße der Leistungsfähigkeit, berechnet werden kann.

$$v_{c,10} = 387 - 6,06 \cdot l_{\max} - 130 \cdot h_{cu,\max} + 203 \cdot R_U - 76,8 \cdot R_U^2 + 38 \cdot \varphi_{fx} - 3,55 \cdot \varphi_{fx}^2 + 5 \cdot l_{\max} \cdot h_{cu,\max} - 9,46 \cdot l_{\max} \cdot R_U - 2,239 \cdot l_{\max} \cdot \left(1 + \frac{-1}{1+10^{\frac{R_L-0,9}{0,05}}} \right) \quad (7-5)$$

Das Modell erreicht ein Bestimmtheitsgrad von über 92% und ist in der Lage, die Leistungsfähigkeit der unterschiedlichen Geometrievarianten aus den Verschleißexperimenten in einem für die Praxis hinreichend genauen Maß zu prognostizieren. Mathematische Details zum Modell können Anhang 6 entnommen werden.

Für die Anwendbarkeit des Modells ist es wichtig, dass im geometrisch möglichen und anwendungsrelevanten Raum keine Extrema auftreten. Die Diagramme in Bild 7.5 zeigen die Hauptwirkungsdiagramme für Faktoren, welche im Regressionsansatz ein quadratisches Glied beinhalten.

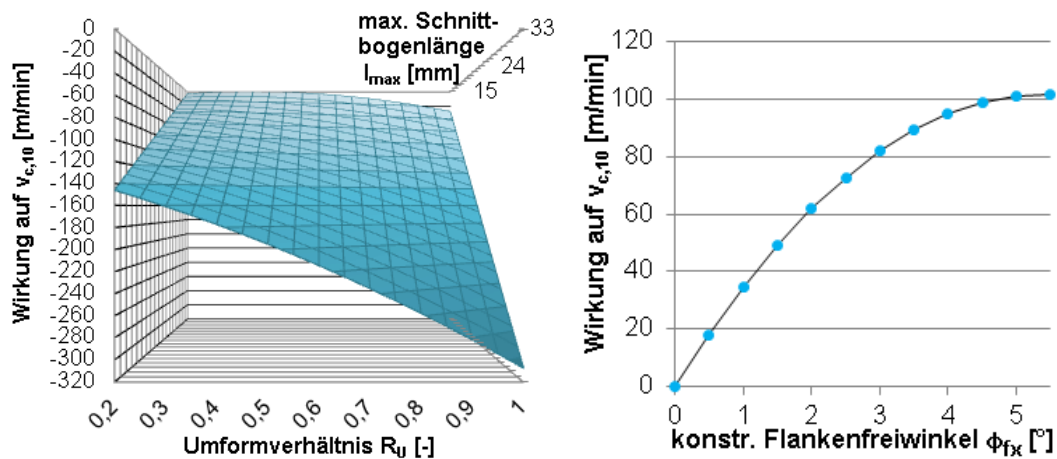


Bild 7.5: Ausgewählte Hauptwirkungsdiagramme des Modells

Aus den Diagrammen kann abgeleitet werden, dass die Gleichung (7-5) für Umformverhältnisse $R_U > 0,2$ und maximale Schnittbogenlängen $l_{max} > 15\text{mm}$, sowie für konstruktive Flankenfreiwinkel $\phi_{fx} < 5,5^\circ$ (entspricht einem Profilwinkel von $\alpha_{P0} = 30^\circ$) keine lokalen Extrema aufweist.

Bei Nutzung des Modells sollte darauf geachtet werden, dass eine zuverlässige Prognose der Zielschnittgeschwindigkeit nur innerhalb oder in der Nähe des Versuchsraumes (z.B. $1,5 < m_n < 3\text{ mm}$) erwartet werden kann.

7.4 Der Risiko-Leistungsfähigkeits-Index

Die Gleichung (7-5) ist keine allgemeingültige Lösung für die Einschätzung unterschiedlicher Werkzeuggeometrien hinsichtlich deren Leistungsfähigkeit, da das Rechenergebnis zu stark an die im Versuch genutzten technologischen Wirkpartner Werkzeug, Werkstück, Maschine und deren spezifischen Eigenschaften gekoppelt ist. Dabei ist insbesondere der Einfluss von Werkstückmaterial, Werkzeugs substrat und Werkzeugbeschichtung zu nennen.

Um bei abweichenden Rahmenbedingungen trotzdem Aussagen zum Einfluss der Belastungskenngrößen bzw. der Werkzeuggeometrie tätigen zu können, soll ein Modell zur Berechnung eines allgemeineren Kennwertes, dem Risiko-Leistungsfähigkeits-Index, aufgestellt werden.

Der Kennwert basiert auf den im Experiment ermittelten Zielschnittgeschwindigkeiten $v_{c,10}$. Aus allen experimentellen Versuchsergebnisse lassen sich die Größen

$v_{c,10,min} = 140$ m/min und $v_{c,10,max} = 390$ m/min ermitteln, was eine geometrie- und parametrierungsbedingte Schnittgeschwindigkeitsspannweite von 250 m/min ergibt. Der Verzahnungsfall, welcher zu $v_{c,10,min}$ führte, ist demnach der kritischste der Versuchsreihe, wohingegen der zu $v_{c,10,max}$ gehörige der mit dem größten Potential ist.

Der Risiko-Leistungsfähigkeits-Index soll in der Lage sein den jeweiligen, beurteilten Verzahnungsfall in das Spannungsfeld zwischen kritischstem („worst case“) und produktivstem („best case“) Versuchspunkt einzuordnen. Zur Modellierung wurde dazu zunächst jedem experimentell ermittelten Zielschnittgeschwindigkeitswert über die Gleichung (7-6) ein Risiko-Leistungsfähigkeits-Index zugeordnet.

$$I_{RL} = \frac{v_{c,10} - \left(v_{c,10,min} + \frac{v_{c,10,max} - v_{c,10,min}}{2} \right)}{\frac{v_{c,10,max} - v_{c,10,min}}{2}} \quad (7-6)$$

Laut der Gleichung entspricht $v_{c,10,min}$ einem $I_{RL} = -1$ und $v_{c,10,max}$ einem $I_{RL} = 1$. Eine Zielschnittgeschwindigkeit, welche genau der Mitte zwischen $v_{c,10,min}$ und $v_{c,10,max}$ entspricht, würde entsprechend mit $I_{RL} = 0$ beurteilt werden.

Analog zur Modellierung der Gleichung (7-5) wurde darauf basierend ebenfalls ein Modell erzeugt, welches den I_{RL} -Wert als Zielgröße besitzt, siehe Anhang 7. Anhand von Gleichung (7-7) kann für beliebige Verzahnungsfälle mittels der Belastungskenngrößen ein Risiko-Leistungsfähigkeits-Index berechnet werden.

$$I_{RL} = 0,599 - 0,0332 \cdot I_{max} - 0,34 \cdot h_{cu,max} + 1,86 \cdot R_U - 0,713 \cdot R_U^2 + 0,321 \cdot \varphi_{fx} - 0,0303 \cdot \varphi_{fx}^2 - 0,002 \cdot I_{max} \cdot h_{cu,max} - 0,0789 \cdot I_{max} \cdot R_U - 0,01796 \cdot I_{max} \cdot \left(1 + \frac{-1}{1 + 10^{\frac{R_L - 0,9}{0,05}}} \right) \quad (7-7)$$

Die Gleichung lässt das Verlassen des Versuchsraumes zu, sodass auch Werte von $I_{RL} < -1$ und $I_{RL} > 1$ möglich sind. Die berechneten I_{RL} -Werte an sich lassen nur die Einschätzung zu, ob ein Verzahnungsfall im Modulbereich $1,5 \text{ mm} < m_n < 3 \text{ mm}$ eher kritisch ist oder ob eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit in Betracht kommt. Der Modul der Verzahnung hat hierbei einen starken Einfluss auf die generelle Lage des I_{RL} -Werts.

Um einen Mehrwert für Industrieanwendungen zu schaffen, soll im folgenden Absatz gezeigt werden, inwiefern der I_{RL} -Wert geeignet ist, einen Richtwert für eine Schnittgeschwindigkeit zum Fräsen eines neuen Verzahnungsfalles $v_{c,prog.}$ zu prognostizieren.

Ausgangspunkt ist eine bekannte Schnittgeschwindigkeit $v_{c,appl.}$ zum Fräsen eines

Verzahnungsfalles, dessen Prozess zufriedenstellend produktiv oder sicher läuft und welcher dem zu prognostizierenden Prozess gewissermaßen ähnlich ist. Unter „ähnlich“ soll hier verstanden werden, dass es sich z.B. um einen annähernd gleichen Verzahnungsmodul oder einen ähnlich großen Schrägungswinkel handelt. Es ist anzunehmen, dass das Rechenergebnis genauer wird, desto ähnlicher die Partner im paarweisen Vergleich ausfallen.

Für den bekannten und den zu prognostizierenden Fall können nach Gleichung (7-7) I_{RL} -Werte berechnet werden. Durch Einsetzen dieser in Gleichung (7-8) kann eine Schnittgeschwindigkeit für den neuen Fall berechnet werden, die im Prozess zur gleichen Sicherheit bzw. dem gleichen Standweg führen sollte.

$$v_{c,prog.} = v_{c,appl.} + 125 \cdot (I_{RL,prog.} - I_{RL,appl.}) \quad (7-8)$$

Grundlage der Beziehung ist die Korrelation von $\Delta I_{RL} = 0,1$ zu $\Delta v_c = 12,5$ m/min, welche sich aus Gleichung (7-6) ergibt.

Die Übersicht in Bild 7.6 fasst die Vorgehensweise zur Anwendung der hergeleiteten Gleichungen nochmals zusammen.

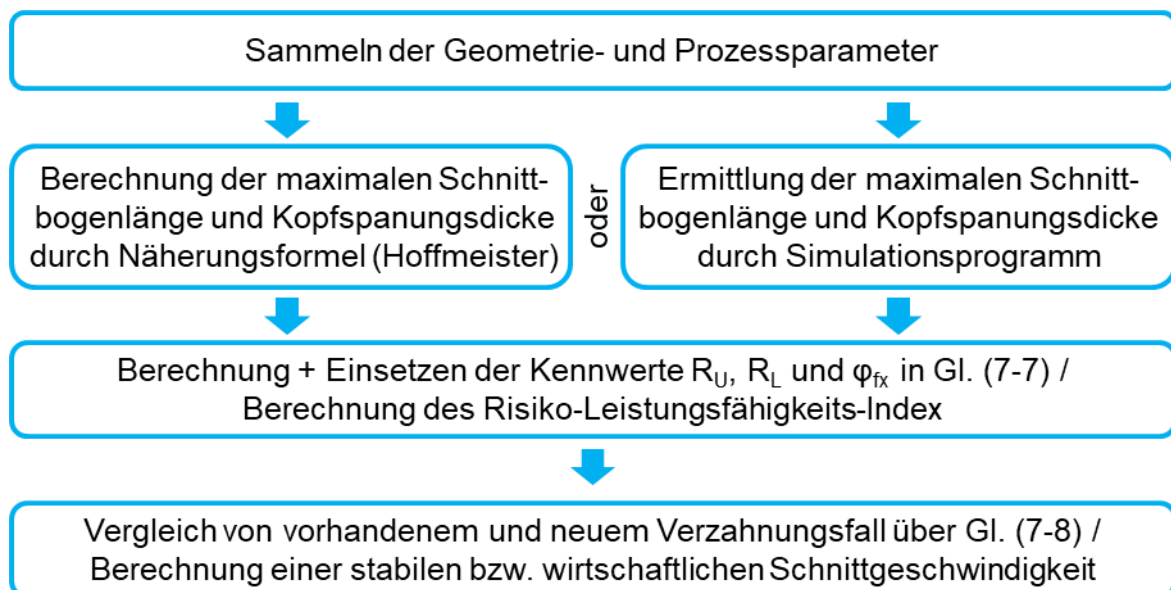


Bild 7.6: Algorithmus zur Anwendung des Risiko-Leistungsfähigkeits-Index

Die Gleichung (7-8) ist nur in der Lage Verzahnungsprozesse zu vergleichen, welche sich hinsichtlich Werkstückmaterial und –zustand, Werkzeugsubstrat und Beschichtung sowie Kühlschmierstrategie nicht unterscheiden. Außerdem kann nicht davon ausgegangen werden, dass das Einsatzverhalten von Hartmetallwerkzeugen abgebildet werden kann, da sie grundsätzlich ein anderes Verschleißverhalten aufweisen und es zu deutlich mehr stochastischen Ausfällen kommt.

8 Wirtschaftliche Bedeutung und innovativer Beitrag

Der innovative und wissenschaftliche Beitrag der Arbeit besteht im Wesentlichen in der systematischen Klärung der Zusammenhänge zwischen Verzahnungsgeometrie, Belastungskenngrößen und Prozessleistungsfähigkeit unter Zuhilfenahme der Mittel der FEM- und Durchdringungssimulation. Durch neue Auswertungsansätze und Belastungskenngrößen konnten systematische Zusammenhänge verallgemeinert werden und ein mathematisches Modell zur Einschätzung verschiedener Verzahnungsfälle realisiert werden. Gegenüber dem Stand der Industrie kann dadurch die Prozesssicherheit oder die Produktivität systematisch verbessert werden.

Die Ergebnisse nutzen neben verzahnungsherstellenden Unternehmen auch Maschinen- und Werkzeugherstellern.

Verzahnungsherstellende Unternehmen können auf Problemfälle eingehen und auf Ursachen reduzierter Prozesssicherheit gezielt reagieren. Für den Fall, dass es sich um besonders unkritische Werkzeuggeometrien handelt, können die Prozesse entsprechend produktiver parametrisiert werden, sodass dort Maschinenkapazitäten frei werden und ggfs. die Stückkosten sinken.

Maschinen- und Werkzeughersteller können ihren Kunden durch die spezielle Prozessanalyse Erstprozesse besser auslegen. Bei Maschinen für die Großserienproduktion kann die benötigte Maschinenkapazität in der Planungsphase dem Verzahnungsdesign angepasst werden. In der industriellen Praxis wird die Verzahnung (und entsprechend das Werkzeug) durch den Konstrukteur festgelegt. Somit kann ein Werkzeughersteller auf diese Vorgaben nur reagieren. Die Ergebnisse des Forschungsvorhabens lassen eine Bewertung der Werkzeugprofile anhand von qualitativen Belastungsaussagen zu. Wird ein Fall so z.B. als besonders unproduktiv (oder verschleißkritisch) eingestuft, kann das Werkzeug u.U. anders dimensioniert werden, um die Prozesssicherheit zu erhöhen.

Um den wirtschaftlichen Mehrwert einer Prozessauslegung, welche an die Werkzeuggeometrie angepasst ist, einzuschätzen, soll im Folgenden der Zusammenhang zwischen einigen Rahmenbedingungen und den Fertigungskosten für das Wälzfräsen analysiert werden.

Die Fertigungskosten setzen sich aus variablen Kosten und fixen Kosten zusammen. Um die Betrachtung einzugrenzen werden für die Analyse als Fixkosten nur die Maschinenkosten auf Basis des Maschinenstundensatzes und als variable Kosten nur die Werkzeugkosten betrachtet. Um diese zu berechnen sind als

Eingangsgrößen ökonomische Kennwerte nötig. Hierzu wurde eine Befragung von Werkzeug- und Werkzeugmaschinenherstellern sowie zahnradfertigenden Unternehmen durchgeführt. Das Ergebnis der Umfrage und weitere Annahmen zu Rahmenbedingungen können Anhang 8 entnommen werden.

Zunächst soll in Bild 8.1 auf das mittlere Größenverhältnis von Werkzeug und Maschinenkosten bei Referenzbedingungen eingegangen werden.

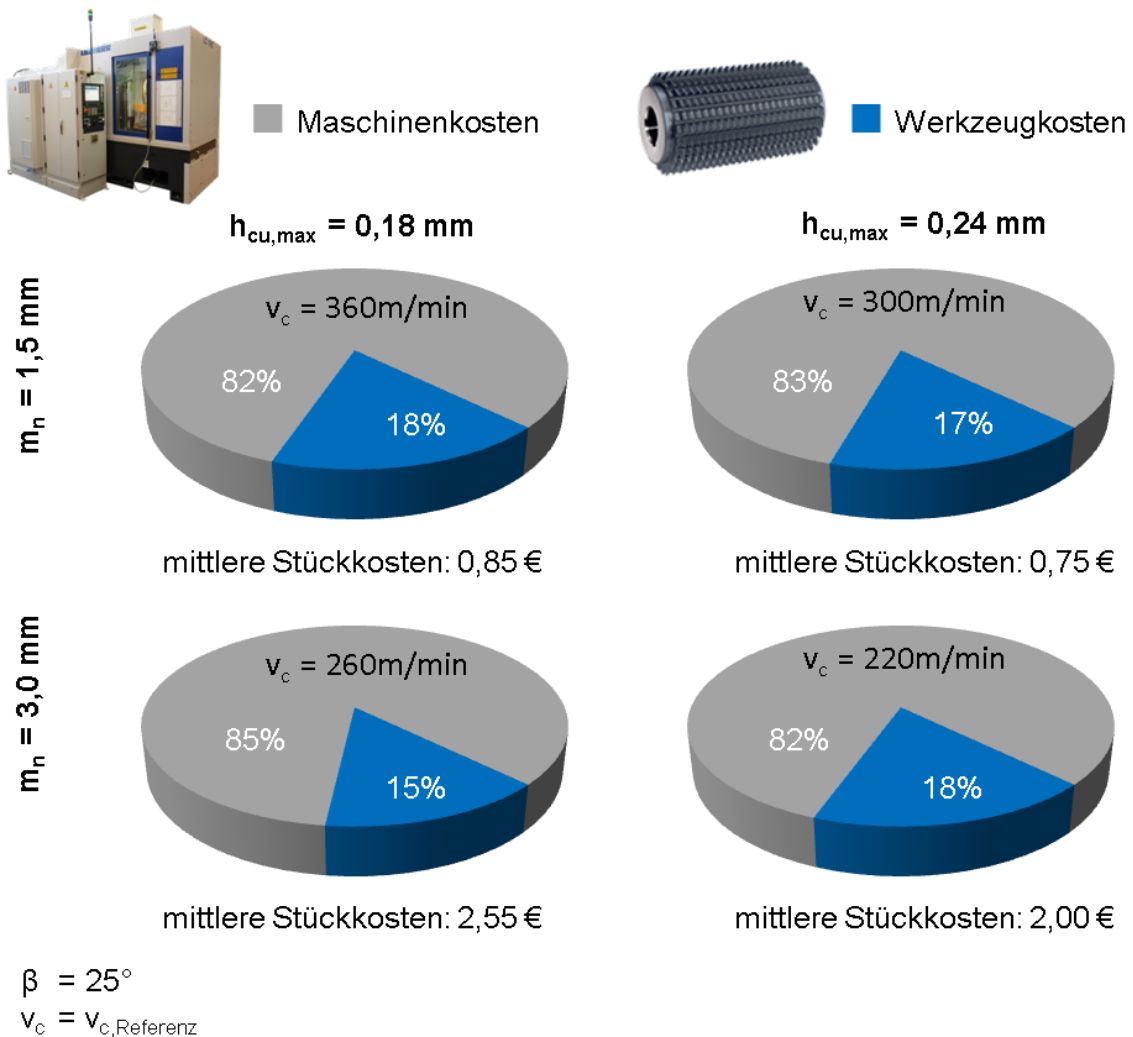
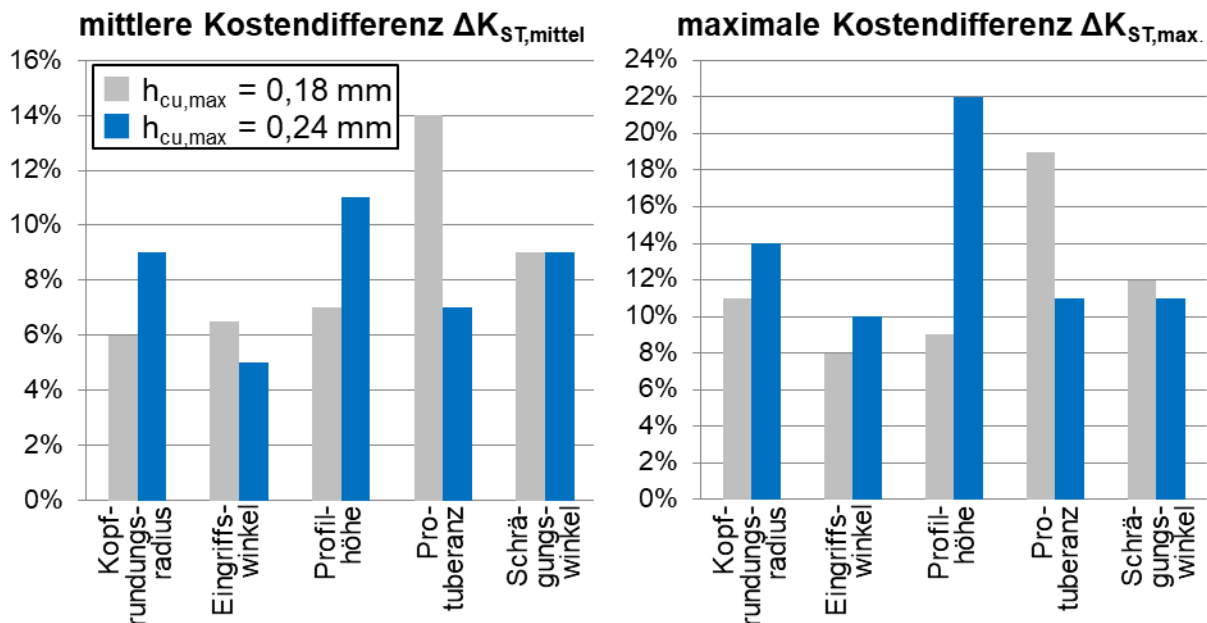


Bild 8.1: Mittlere Stückkosten bei Referenzbedingungen

Durch die produktivere Größenordnung der Schnittgeschwindigkeiten und die geänderte Werkzeugauslegung reduzieren sich beim Übergang vom Modul $m_n = 3$ mm auf $m_n = 1,5$ mm die absoluten Stückkosten stark. Es ist deutlich sichtbar, dass in allen Fällen die Maschinenkosten die Werkzeugkosten übersteigen. Daher liegt der Schluss nahe, dass eine Reduzierung der Stückkosten insbesondere dort möglich ist, wo die Hauptzeiten und damit die Maschinenkosten reduziert werden können. Um das zu erreichen, ist es in der industriellen Praxis üblich, die Schnittgeschwindigkeit unter dem Primat der Prozesssicherheit so weit zu erhöhen, dass sich eine möglichst geringe Fertigungszeit pro Werkstück ergibt. Dieser Ansatz

wurde auch mit der Zielschnittgeschwindigkeit verfolgt, wobei die Standlänge von $L_{SZ} = 10$ m impliziert, dass der Prozess sicher ist.

Im Weiteren soll für jeden Versuchsfaktor des Werkzeugprofils bzw. des Verzahnungsfalles die maximale und mittlere Kostendifferenz aufgezeigt werden, welche sich theoretisch durch die Applizierung der jeweiligen Zielschnittgeschwindigkeit ergibt, siehe Bild 8.2. Es wird aufgrund ähnlicher relativer Änderungen nicht zwischen den beiden Moduln unterschieden.



Varierte Größe	$\Delta K_{ST,mittel}$		$\Delta K_{ST,max}$	
	$h_{cu,max} = 0,18$ mm	$h_{cu,max} = 0,24$ mm	$h_{cu,max} = 0,18$ mm	$h_{cu,max} = 0,24$ mm
Kopfrundungsradius	6%	9%	11%	14%
Eingriffswinkel	6,5%	5%	8%	10%
Profilhöhe	7%	11%	9%	22%
Protuberanz	14%	7%	19%	11%
Schrägungswinkel	9%	9%	12%	11%

Bild 8.2: Mittlere und maximale Kostendifferenz durch Geometrievariation

Es fällt auf, dass die größten Kostenunterschiede bei der Variation der Profilhöhe bei großer Kopfspannungsdicke und der Applizierung einer Protuberanz bei kleiner Kopfspannungsdicke auftraten.

Obwohl der Schrägungswinkel im Experiment einen großen Einfluss auf die Zielschnittgeschwindigkeit zeigte, werden durch dessen Variation die Stückkosten nicht in einem starken Maß beeinflusst. Das liegt daran, dass die Strecken für den Einlauf und Überlauf bei einer Geradverzahnung kleiner sind als bei der untersuchten

Schrägverzahnung. Dadurch reduzierte sich die Hauptzeit und damit ebenfalls die Maschinenkosten. Neben dieser Rahmenbedingung besitzt ebenfalls die angenommene Zeit für den Werkstückwechsel (Span-zu-Span-Zeit) einen immensen Einfluss auf die Maschinenkosten, sodass dahingehend z.B. ein großes Optimierungspotential besteht.

Generell kann gesagt werden, dass bei Betrachtung der untersuchten Werkzeugprofile bzw. der Verzahnungsfälle theoretisch bis zu ca. 22% der Fertigungsstückkosten durch eine Anpassung der Schnittgeschwindigkeit eingespart werden konnten. Im Mittel ergab sich eine Einsparung zwischen 5% und 14% der Stückkosten.

9 Zusammenfassung und Ausblick

In der industriellen Praxis werden oftmals modifizierte und damit von der Norm abweichende Werkzeugprofile verwendet, um Zahnräder nach den Anforderungen der Belastung und Geräuschemission zu fertigen. Ein Verzahnungsfall ist dabei als Paarung von Werkstückgeometrie, Werkzeuggeometrie und zugehörigen Prozessparametern charakterisiert. Entsprechend kann auch eine Vielzahl an geometrischen Eigenschaften am Werkstück selbst variiert werden. Dabei treten sporadisch Verzahnungsfälle auf, welche zu erhöhtem bis hin zu extremem Verschleißverhalten neigen. Auf der anderen Seite existieren auch Szenarien, in denen Prozesse ohne großen Optimierungsaufwand sicher laufen und zu enormen Werkzeugstandzeiten führen.

Den Unternehmen stand bislang nur erfahrungsbasiertes Wissen zur Verfügung um den Verschleißeinfluss der Werkzeugprofile zu bewerten, sodass die Notwendigkeit bestand, eine systematische Wissensbasis zu schaffen und den Sachverhalt wissenschaftlich zu untermauern.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden am Werkzeugprofil Modifikationen hinsichtlich Modul, Kopfrundungsradius, Profilhöhe und Protuberanz untersucht. Werkstückseitig wurde der Schrägungswinkel variiert. Neben der Ermittlung des Standlängen- und Verschleißverhaltens im Schlagzahn-Analogieversuch wurden Durchdringungs- und FEM-Simulationen durchgeführt. Aus letzteren wurden Erklärungsansätze für die im Experiment ermittelten Phänomene generiert, welche in den folgenden Absätzen zusammengefasst werden.

Generell konnten beim Fräsen des kleineren Verzahnungsmoduls höhere Schnittgeschwindigkeiten angewendet werden. Ursache dafür sind hauptsächlich die kleineren Schnittbogenlängen im Vergleich zur größeren Verzahnung. Hinsichtlich der generellen Wirkung einzelner Geometrielemente kann gesagt werden, dass z.B. die Steigerung von Kopfrundungsradien zu einer größeren Prozesssicherheit und größeren möglichen Schnittgeschwindigkeiten führt. Eine Steigerung der Kopfrundungsradien reduziert die Wechselwirkung zwischen Spanformung und Spanfläche im Bereich des Fräserkopfes, in dem Material aus mehreren Richtungen fließt und umgeformt werden muss. Eine Steigerung der Profilhöhe und eine Reduzierung des Schrägungswinkels führte zu einer Reduzierung der möglichen Standwege, da dort die Schnittbogenlängen zunehmen. Außerdem reduziert sich bei höheren Profilen der Flächeninhalt des Kopfbereiches der Spanfläche, was zu einer mechanischen Überlastung bei großen Spannungsdicken führen kann. Gleiches ist

auch bei der Steigerung des Profilwinkels beobachtet worden. Ist der Flächeninhalt des Kopfbereiches hinreichend groß, dann konnte durch die gesteigerten Freiwinkel bei Profilen mit größerem Profilwinkel eine Steigerung der Standmenge beobachtet werden. Bei Werkzeugen mit Protuberanz liegt im Kopfbereich ein sehr geringer Profilwinkel vor, was zu sehr geringen Freiwinkeln führt. Dem folgend reduzierte sich die Leistungsfähigkeit bei Protuberanzprofilen. In Tabelle 9.1 werden sämtliche experimentell untersuchten Geometrieelemente und deren Verschleißeinfluss zusammengefasst.

Tabelle 9.1: Zusammenfassung der Erkenntnisse

Merkmal	theoretische Änderung der Werkzeugbelastung	Verhalten im Experiment	erwarteter genereller Einfluss
Modul m_n ↑	- Zunahme L_{max}	Reduzierung der Standwege bzw. der Produktivität in allen Fällen	-
Kopfrundungsradius ρ_{aP0} ↑	- Abnahme d. Spanumformbelastung - Abnahme des rel. Spanvolumens im Kopfbereich	Steigerung der Standwege bzw. der Produktivität in 90% der Fälle	+
Profilwinkel α ↑	- Zunahme Flankenfreiwinkel - Abnahme L_{max} - Zunahme des rel. Spanvolumens im Kopfbereich	Steigerung der Standwege bzw. der Produktivität in 75% der Fälle Reduzierung bei zu kleiner Kopfspanfläche	+ -
Profilhöhe h_{P0} ↑ Tauchtiefe T ↑	- Zunahme L_{max} - Zunahme des rel. Spanvolumens im Kopfbereich	Reduzierung der Standwege / Produktivität in den meisten Fällen	-
Vorhandensein einer Protuberanz	- Abnahme Flankenfreiwinkel - Zunahme L_{max} - Zunahme Spanumformbelastung	Reduzierung der Standwege / Produktivität in allen Fällen	-
Geradverzahnung gegenüber Schrägverz.	- Zunahme L_{max} - Zunahme $h_{cu,max}$	Reduzierung der Standwege / Produktivität in allen Fällen	-

Im Falle des Eingriffswinkels wird deutlich, dass die Geometrieelemente nicht einzeln betrachtet werden können, sondern dass sich die mögliche Prozessleistungsfähigkeit aus der Kombination aller Geometrieelemente ergibt.

Zur allgemeinen Verwendung der Versuchsergebnisse wurde ein Modell erzeugt, welches in der Lage ist, die Leistungsfähigkeit eines Geometriefalls einzuschätzen. Über einen paarweisen Vergleich mit einem bereits etablierten Prozess kann dadurch eine Schnittgeschwindigkeit für einen neuen Prozess gleicher Leistungsfähigkeit und Stabilität prognostiziert werden. Da die Geometriegrößen selbst keinen eindeutigen, direkten Schluss auf eine Werkzeugbelastung zulassen, wurden auf deren Basis relevante Belastungsgrößen identifiziert und als Eingangsgrößen für das Modell genutzt. Dazu wurden zwei neue Belastungskenngrößen zur Beschreibung des Umformverhaltens von Spanmaterial im Zahnkopf definiert. Das Modell umfasst außerdem Größen, welche über Mittel der Durchdringungssimulation ermittelt oder analytisch angenähert werden müssen.

Auf Grund streuender Versuchsergebnisse und deren Einfluss in das Modell kann es bei Ergebnissen des Modells in einigen Fällen zu Abweichungen kommen. Es muss daher in der Industrie erprobt werden, inwiefern eine Prozessauslegung damit möglich ist.

Um das wirtschaftliche Potential einer geometriegerechten Fertigungsauslegung zu evaluieren, wurden für alle Versuchsfälle Werkzeug- und Maschinenkosten berechnet und die resultierenden Gesamtstückkosten sinnvoll verglichen. Bei optimierten Verzahnungsfällen ergeben sich Stückkosteneinsparungen von bis zu 22%. In Abhängigkeit von der variierten Geometrie des Bezugsprofil und der damit erzeugten Wechselwirkung hinsichtlich Verschleißentwicklung, treten entweder bei größeren oder kleineren Kopfspanungsdicken stärkere Effekte auf. Daher ist auch das wirtschaftliche Potential spannungsdickenabhängig.

Im Schlagzahnversuch traten systematisch Flankendefekte auf. Hauptursache dafür waren ungünstige Materialverteilungen bzw. Anhäufungen in den zu fräsenden Lücken. Diese traten hauptsächlich bei großen Kopfspanvolumina in Kombination mit kleinen Kopfspanflächen auf.

Es kann zusammengefasst werden, dass auf dem Gebiet des Wälzfräsens, insbesondere bezogen auf die Spanbildung, die Kolkverschleißausprägung und den Einfluss von verschiedenen Werkzeugprofilen bzw. Profilmodifikationen, ein erheblicher Erkenntnisfortschritt erzielt werden konnte. Es wurde generell ein Beitrag zur Steigerung der Produktivität und Prozesssicherheit in Abhängigkeit von der Bearbeitungsaufgabe geleistet.

Ausgehend von den erzielten Ergebnissen ist die tiefgehende und systematische

Betrachtung der makroskopischen Größen der Werkstückgeometrie von großem Interesse. Es konnte bereits gezeigt werden, dass der Werkstückschrägungswinkel einen großen Einfluss besitzt.

Ferner kann als Ansatz zur Weiterentwicklung das Ziel aufgestellt werden, die Methode der FEM-Simulation hinsichtlich Rechenzeit zu optimieren. Hier können die Netzparameter untersucht werden. Außerdem muss geprüft werden, inwiefern durch eine Anpassung der Analogiegeometrien in der FEM-Software auch die Erfassung von Temperaturen auf der Freifläche und eine Korrelation mit Freiflächenverschleiß möglich ist.

10 Literaturverzeichnis

- [Albe00] Albert, R.: Präzisionswerkzeuge zum Verzahnen – aktuelle und zukünftige Anwendungen unter dem Gesichtspunkt der Wirtschaftlichkeit, Seminar „Die wirtschaftliche Herstellung von Stirn- und Kegelrädern“, PWS Präzisionswerkzeuge GmbH, 2000
- [Anto01] Antoniadis, A.; Vidakis, N.; Bilalis, N.: Fatigue Fracture Investigation of Cemented Carbide Tools in Gear Hobbing, Part 1: FEM Modeling of Fly Hobbing and Computational Interpretation of Experimental Results, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Volume 124, Issue 4, 2002
- [Anto10] Antoniadis, A.; Taxiarchis, B: Hobbing Wear Prediction Model Based on 3D Chips Determination, International Conference on Design, Technology and Management in Manufacturing, 2010
- [Anto12a] Antoniadis, A.; Tapoglou, N.: CAD-Based Calculation of Cutting Force Components in Gear Hobbing, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Volume 134, Issue 3, 2012
- [Anto12b] Antoniadis, A.: Gear skiving – CAD simulation approach, Computer-Aided Design 44, 2012
- [Ariu05] Ariura, Y.; Umezaki, Y.: Transient phenomenon of chip generation and its movement in dry hobbing. International Conference on Gears, VDI-Berichte Nr.: 1904, Seite: 809-821, VDI-Verlag, Düsseldorf: 2005
- [Baus06] Bausch, T.: Innovative Zahnradfertigung, 3., völlig neu bearbeitete und erweiterte Auflage, Expert Verlag Renningen, 2006
- [Beut13] Beutner, M.: Messtechnische Erfassung und Simulation von thermischen Bearbeitungseinflüssen beim Wälzfräsen, FVA GETPRO Kongress, Würzburg, 2013

- [Beut14] Beutner, B.; Frohmüller, R.; Köchig, M.; Karpuschewski, B.: High speed temperature measurement in gear hobbing: Part I—design, concept and physical operation mode of the infraredcamera, Production Engineering, Volume 8, Issue 1-2, 2014
- [Beut17] Beutner, M.; Lümke, A.; Jilek, M.; Morstein, M.; Cselle, T.; Karpuschewski, B.: Stress Optimized Hard Nitride Coatings for High-performance Gear Hobbing, ICMCTF 2017, San Diego, 2017
- [Bobz06] Bobzin, K.; Lugscheider, E.; Nickel, R.; Immich, P.: (Cr_{1-x}Al_x)N ein Review über ein vielseitig einsetzbares Schichtsystem, Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Volume 37, Issue 10, Pages 795–899, 2006
- [Boeg07] Böge, A.: Vieweg Handbuch Maschinenbau, Vieweg Verlag Wiesbaden, 2007
- [Borc72] Borchert, W.: Untersuchungen über die Auswirkung von Wälzfräserfehlern auf die Flankenform der Stirnradverzahnung, Dissertation TH Aachen, 1972
- [Bouz80] Bouzakis, K.D.: Konzept und technologische Grundlagen zur automatisierten Erstellung optimaler Bearbeitungsdaten beim Wälzfräsen, Habilitationsschrift TH Aachen, 1980
- [Bouz08] Bouzakis, K.D.; Friderikos, O.; Tsiafis, I.: FEM-supported simulation of chip formation and flow in gear hobbing of spur and helical gears. CIRP Journal of Manufacturing Science & Technology, 1, 2008, 18-26
- [Broe95] Broese, M.: Trocken wälzfräsen mit Hartmetall, Werkstatt und Betrieb, 128, 1995 – 9
- [Cron89] Cronjäger, L.: Optimierung der Verzahnungsgeometrie durch Simulation des Fräsvorganges, Brochüre ISF, Uni Dortmund, 10/1989
- [Dawe99] Dawei, L. et al. : Study on the cutting temperature in gear hobbing, Chinese Journal of Mechanical Engineering, Vol.12 -2, 1999
- [Denk11] Denkena, B.; Tönshoff, H.K.: Spanen-Grundlagen, Springer Verlag, 2011

- [DIN52] Norm DIN 3972: Bezugsprofile von Verzahnwerkzeugen für Evolventen-Verzahnungen nach DIN 867, Februar 1952
- [DIN06] Norm DIN 5480: Passverzahnungen mit Evolventenflanken und Bezugsdurchmesser, 2006
- [Dong16] Dong, X. et al.: Machinability improvement of gear hobbing via process simulation and tool wear predictions, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Volume 86, Issue 9-12, 2016
- [Falk14] Falk, T.: Speedcore – Der neue Industriestandard beim Wälzfräsen. Vortrag Tooling days, Karpfenberg: 2014
- [Gey05] Gey, C.: Schichtsysteme bringen Leistungszuwachs, Schweizer Maschinenmarkt - Fertigungstechnik, Band 106, Heft 5, 2005
- [Gutm88] Gutmann, P.: Zerspankraftberechnung beim Wälzfräsen, Dissertation RWTH Aachen, 1988
- [Habe01] Haberhauer, H.; Bodenstern, F.: Maschinenelemente: Gestaltung, Berechnung, Anwendung. Lehrbuch, 11. Auflage, Springer Verlag, 2001
- [Herz03] Herzhoff, P.: Trockenbearbeitung und Minimalmengenschmierung beim Wälzfräsen mit HSS-Werkzeugen, Dissertation Universität Magdeburg, 2003
- [Herz12] Herzhoff, S.; Brumm, M.; Klocke, F.: Influence of Gear Design on Tool Load in Bevel Gear Cutting, 5th CIRP Conference on High Performance Cutting, 2012
- [Herz13] Herzhoff, S.: Werkzeugverschleiß bei mehrflankiger Spanbildung, Dissertation, RWTH Aachen, 2013
- [Hipk11] Hipke, M.: Wälzfräsen mit pulvermetallurgisch hergestelltem Schnellarbeitsstahl, Dissertation Universität Magdeburg, 2011
- [Hoff70] Hoffmeister, B.: Über den Verschleiß am Wälzfräser, Dissertation, TH Aachen, 1970
- [Jopp77] Joppa, K.: Leistungssteigerung beim Wälzfräsen mit Schnellarbeitsstahl durch Analyse, Beurteilung und Beeinflussung des Zerspanungsprozesses, Dissertation, TH Aachen, 1977

- [Kada15] Kadashevich, I.; Beutner, M.; Karpuschewski, B.; Halle, T.: A novel simulation approach to determine thermally induced geometric deviations in dry gear hobbing, CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, Procedia CIRP 31, 2015
- [Karp08] Karpuschewski, B.; Knoche, H.-J.; Hipke, M.: Gear finishing by abrasive processes, CIRP Annals- Manufacturing Technology 57, Seite 621-640, 2008
- [Karp12] Karpuschewski, B.; Knoche, H.-J.; Hipke, M.; Beutner, M.: High Performance Gear Hobbing with powder-metallurgical High-Speed-Steel, 5th CIRP Conference on High Performance Cutting, 2012
- [Karp14] Karpuschewski, B.; Beutner, M.; Köchig, M.; Wengler, M.: Trends in der Verzahnungsindustrie, Gear Solutions Forum, 01. – 03. April 2014, Keynote Vortrag, Ludwigsburg, 2014
- [Karp17a] Karpuschewski, B.; Döbberthin, C.; Risse, K.; Deters, L.: Analysis of the Textured Surface of Tangential Turn-Milling, Materials Performance and Characterization, Vol. 6, No. 2, 2017, 182-194,
- [Karp17b] Karpuschewski, B.; Wengler, M.; Beutner, M.; Köchig, M.: PCBN-Einsatz beim Schälwälzfräsen : Schlussbericht zu IGF-Vorhaben Nr. 18346 BG, Uni Magdeburg, IFQ 2017
- [Karp17c] Karpuschewski, B.; Beutner, M.; Köchig, M.; Wengler, M.: Cemented carbide tools in high speed gear hobbing applications, CIRP Annals - Manufacturing Technology, April 2017
- [Kaym12] Kaymakci, M.; Kilic, Z.M.; Altintas, Y.: Unified cutting force model for turning, boring, drilling and milling operations. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 54-55, 2012
- [Khos15] Khoshdarregi, R.; Altintas, Y.: Generalized modeling of chip geometry and cutting forces in multi-point thread turning, International Journal of Machine Tools & Manufacture 98, 2015
- [Klei03] Klein, A.; Kleinjans, M.; Klocke, F.: Verschleißmechanismen an beschichteten PM-HSS-Wälzfräsern in der Trockenbearbeitung, FWF Abschlussbericht, Aachen, 2003

- [Klei07] Klein, A.; Klocke, F.; Schröder, T.: Verbesserung der Spanbildung und der Werkzeugbelastung beim Trockenfräsen von Spiralkegel- und Hypoidradverzahnungen, , FVA GETPRO Kongress, Würzburg, 2007
- [Kloc00] Klocke, F.; Kempa, B.; Winkel, O.; Winter, W.: Kühlschmierstofffreie Fertigung von Zylinderrädern, Forschungsvorhaben AiF 11256N, 2001
- [Kloc03] Klocke, F.; Kleinjans, M.; Klein, A.: Verschleißmechanismen an beschichteten PM-HSS-Wälzfräsern in der Trockenbearbeitung, Abschlussbericht, FWF-Nr. 0173/1
- [Kloc08] Klocke, F.; König, W.: Fertigungsverfahren 1 – Drehen, Fräsen, Bohren. Springer Verlag, Berlin, 2008
- [Knoc05] Knoche, H.-J.: Wirtschaftliches Hochleistungswälzfräsen durch Einsatzoptimierung von PM-HSS-Werkzeugen bei der Trockenbearbeitung, Abschlussbericht, FVA-Heft 773, 2005
- [Kobi01] Kobialka, C.: Prozessanalyse für das Trockenwälzfräsen mit Hartmetallwerkzeugen, Dissertation RWTH Aachen, 2001
- [Köch17a] Köchig, M.; Sackmann, D.: Leistungspotentiale des Kühlschmierstoffeinsatzes beim Wälzfräsen, FVA GETPRO Kongress, Würzburg, 2017
- [Köch17b] Köchig, M., Sackmann, D.: Leistungspotentiale des Kühlschmierstoffeinsatzes beim Wälzfräsen, Abschlussbericht, Aif-IGF 18538, Bremen/Magdeburg, 2017
- [Kohl09] Kohlhoff, T.: Analysis of the forces in different regions during hobbing and their effect on distortion, Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Vol. 40 -5/6, 2009
- [Kroe14] Krömer, M.; Brumm, M.; Brecher, C.: Design of Gear Hobbing Processes Using Simulations and Empirical Data, CIRP Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering - ICME, 2014
- [Kroe17] Krömer, M.; Sari, D.; Löpenhaus, C.; Brecher, C.: Surface Characteristics of Hobbed Gears, Geartechnology, 07 - 2017
- [Lieb03] Liebherr Verzahntechnik GmbH: Verzahntechnik – Informationen für die Praxis, Kempten 2003

- [Link10] Linke, H.: Stirnradverzahnung / Berechnung – Werkstoffe – Fertigung, Buch, Hanser Verlag München, 2010
- [Liu14] Liu, W. et al.: A Gear Cutting Predictive Model Using the Finite Element Method, CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, Procedia CIRP, Volume 8, 2013
- [Lümk14] Lümke, A.; Beutner, M.; Morstein, M.; Köchig, M.; Wengler, M.; Cselle, T.; Karpuschewski, B.: A new Generation of PVD Coatings for High-Performance Gear Hobbing, THE "A" Coatings Conference, Thessaloniki, Volume: 11th, 2014
- [Mund92] Mundt, A.: Modell zur rechnerischen Standzeitbestimmung bei Wälzfräsen, Dissertation, RWTH Aachen, 1992
- [Mund99] Mundt, A.: Erfolgreich Wälzfräsen ohne Kühlschmierstoff, 40. Arbeitstagung „Zahnrad- und Getriebeuntersuchungen“ des WZL, April 1999
- [N.N.13] N.N.: LMT Fette Verzahnen – Werkzeuge und Wissen, Firmenbroschüre, www.lmt-tools.de, 2013
- [N.N.14a] N.N.: Honda Motor Co. Ltd., Schneckengetriebemechanismus, Patent, DE 11 2012 005 088 T5 2014.08.21, 2014
- [N.N.14b] N.N.: Deform 3D, User Manual, 2014
- [N.N.15] N.N.: Einführung in Solidworks, Tutorialsschrift, Dassault Systèmes, 2015
- [N.N.16] N.N.: Third Wave Systems Inc., 2016, Third Wave AdvantEdge™ 7.3, User's Manual, Minneapolis, USA.
- [N.N.76] N.N.: Pfauter-Wälzfräsen. Teil 1: Verfahren, Maschinen, Werkzeuge, Anwendungstechnik, Wechselräder. 2. Auflage; Springer Verlag Berlin, 1976
- [N.N.18a] N.N.: Prozessüberwachung auf Verzahnmaschinen, Liebherr-Verzahntechnik GmbH und Artis Prozessüberwachungen, Internetquelle:
http://www.artis.de/de/files/2011/09/ARTIS_Liebherr_CTM_Waelzfraesen_de.pdf , Zugriff:01/2018

- [N.N.18b] N.N.: Getting Started with Minitab 18, Minitab Inc.,
Gebrauchsanweisung, Internetquelle:
https://www.minitab.com/uploadedFiles/Documents/getting-started/MinitabGettingStarted_EN.pdf , Zugriff:07/2018
- [Okus59] Okushima, K.; Minato, K.: On the behaviour of chip in steel cutting.
Bulletin of the Japan Society of Mechanical Engineers, Issue 2 ,
S. 58-64, 1959
- [Opit69] Opitz, H.; Ziegler, K.; Hoffmeister, B.: Schnittkraft- und
Verschleißuntersuchungen beim Wälzfräsen von Stirnrädern,
Forschungsbericht, RWTH Aachen, 1969
- [Pase16] Paseuth, A.; Yamagata, K.; Miura, A.; Higuchi, M.; Tadanaga, K.:
Deposition and Analysis of Al-Rich c-Al x Ti 1- x N Coating with
Preferred Orientation, Journal of the American Ceramic Society, 2016,
DOI: 10.1111/jace.14549
- [Sari16] Sari, D.: Leistungssteigerung des Fertigwälzfräsens unter
Berücksichtigung der fertigungsbedingten Bauteileigenschaften,
Dissertation, RWTH Aachen, 2016
- [Scha05] Schalaster, R.: Einsatzchancen von Cermets beim Wälzfräsen, FVA
Heft 774, 2005
- [Scha06] Schalaster, R.: Trockenwälzfräsen – Leistungsvermögen in
Abhängigkeit von Schneidstoff und Werkstückstoff, Seminar „ Aktuelle
Entwicklungen beim Vorverzahnen“, Aachen, 2006
- [Scha12] Schalaster, R.: Optimierung des Fertigwälzfräsens von Verzahnungen,
Dissertation RWTH Aachen, 2012
- [Schi14] Schindler, A.; Kalss, W.; Hahn, A.; Stein, S.: Mit neuen Beschichtungen
einen Zahn zulegen, Aktuelle Entwicklungen beim Vorverzahnen,
Aachen, 2014
- [Schi17] Schindler, A.; Kalss, W.: Mit High Speed zum Erfolg – Balinit Altensa,
FVA GETPRO Kongress, Würzburg, 2017

- [Stuc08] Stuckenberg, A.: Zerspankräfte beim Hochleistungswälzfräsen – Vergleich von Vorhersage und Messung, Seminar „Aktuelle Entwicklungen beim Vorverzahnen“, Aachen, 2008
- [Stuc14] Stuckenberg, A.: Vermeidung von Oberflächendefekten beim Wälzfräsen, Dissertation RWTH Aachen, 2014
- [Sulz94] Sulzer, G.: Hochgeschwindigkeitstrockenfräsen von Zahnrädern, Firmenschrift, Liebherr Verzahntechnik, Kempten 1994
- [Sulz73] Sulzer, G.: Leistungssteigerung bei der Zylinderradherstellung durch genaue Erfassung der Zerspankinematik, Dissertation RWTH Aachen, 1973
- [Tika09] Tikal, F.: Schneidkantenpräparation – Ziele, Verfahren, Messmethoden. kassel university press GmbH, Kassel 2009
- [Ueda01] Ueda, T.; Hosokawa, A.; Oda, K.; Yamada, K.: Temperature on Flank Face of Cutting Tool in High Speed Milling, CIRP Annals, Volume 50, Issue 1, 2001, 37-40
- [Umez10] Umezaki, Y.; Kurokawa, S.; Ariura, Y.: Impact of High-Speed Image Recognition of Transition Phenomenon of Chip Formation and Chip Flow in Gear Hobbing Process, Key Engineering Materials, Vol. 437 2010, 189-193
- [VDI77] Norm VDI 3333: Wälzfräsen von Stirnrädern mit Evolventenprofil, September 1977
- [Vedm09] Vedmar, L.; Andersson, C.; Stahl, J.E.: A Parametric Analysis of the Undeformed Chip Geometry in Gear Hobbing, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Volume 131, 2009, (061003) 1-8
- [Voss17] Voss, E.: Verbesserte Leistungsfähigkeit von Verzahnungs-werkzeugen durch glatte PVD Beschichtungen, FVA GETPRO Kongress, Würzburg, 2017
- [Wats70] Watson, H.J.: Modern Gear Production, Pergamon Press, 1970
- [Webe10] Weber, G.-T.: Belastung an der Schneide – Optimierung eines Zerspankraftmodells beim Wälzfräsen, Seminar „Aktuelle Entwicklungen beim Vorverzahnen“, Aachen, 2010

- [Weck02] Weck, M.: Analysieren erspart das Probieren, Das Industrie Magazin, 76-78, 2002
- [Weig71] Weigel, U.: Ursache und Vermeidung des typischen Flankenrichtungsfehlers beim Gleichlauf-Wälzfräsen, Dissertation RWTH Aachen, 1971
- [Weng14] Wengler, M.: Hochleistungswälzfräsen mit Hartmetallwerkzeugen, Forschungsvorhaben AiF 16535BR, 2014
- [Weng17] Wengler, M.: Hochleistungswälzfräsen mit beschichteten Hartmetallwerkzeugen, Dissertation, Universität Magdeburg, 2017
- [Wink02] Winkel, O.: Hartmetallwerkzeuge zum Trockenwälzfräsen – Potentiale bei der Werkzeuggestaltung, Seminar „Trockene Zahnradvorbearbeitung – Verfahren, Strategien und Potentiale“, Aachen, Oktober 2002
- [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, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 93, Springer Verlag, 2017, 1583–1594

11 Anhang

Anhang 1: Eingabemaske CAD-Durchdringungssimulation

Prozesssimulation

Benennung / lfd. Nr.:

Import Datensatz

Berechnungsfall x

Import Werkstück

Start

Werkstueck

Werkstückdurchmesser da2 mm

Zähnezahl z2

Modul mn mm

Schrägungswinkel beta °

Schrägungsrichtung rechts links

Prozess

Tauchtiefe (rad. Zustellung) T mm

Axialvorschub fa mm/WU

Laufrichtung von oben von unten

Anzahl Axialstellungen (nur Endgeometrie) 1

Werkzeug / Fräser

Fräserdurchmesser da0 mm

Zahnkopfhöhe haP0 mm

Zahnfußhöhe hfP0 mm

Zahndicke SP0 mm

Eingriffswinkel aP0 °

Kopfrundungsradius paP0 mm
(bei zu großen Radien wird ein Vollradius approximiert)

Fußrundungsradius pfP0 mm

Gangzahl z0

Stollenzahl i

Fräsersteigungswinkel gamma °

Fräsersteigung p mm

Steigung innerhalb eines Ganges!!!

Protuberanz vorhanden

Kopfkantenbruch vorhanden


Protuberanzwinkel aprP0 °

Protuberanzbetrag prP0 mm

KKB-Winkel ak °

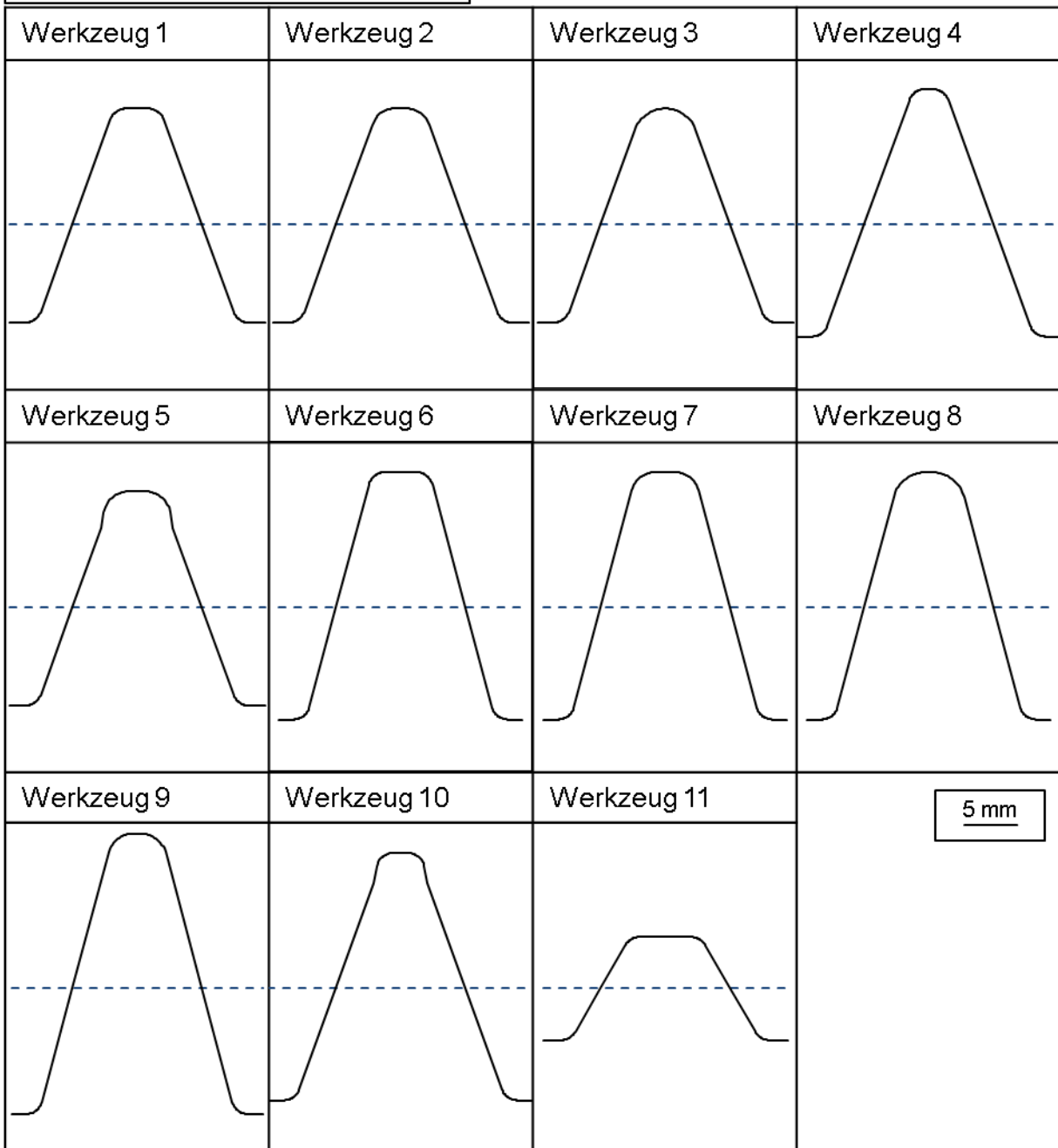
KKB-Betrag K mm

Steigungsrichtung rechts links

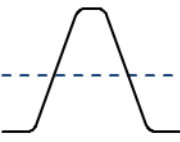
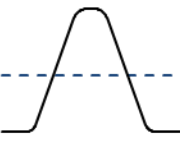
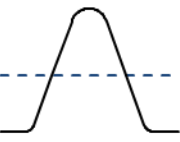
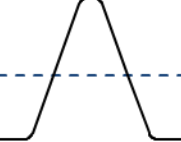

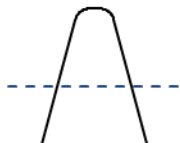

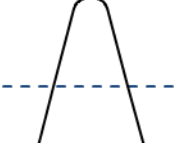
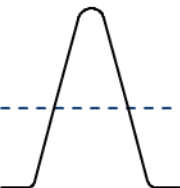


Anhang 2: Versuchsplan

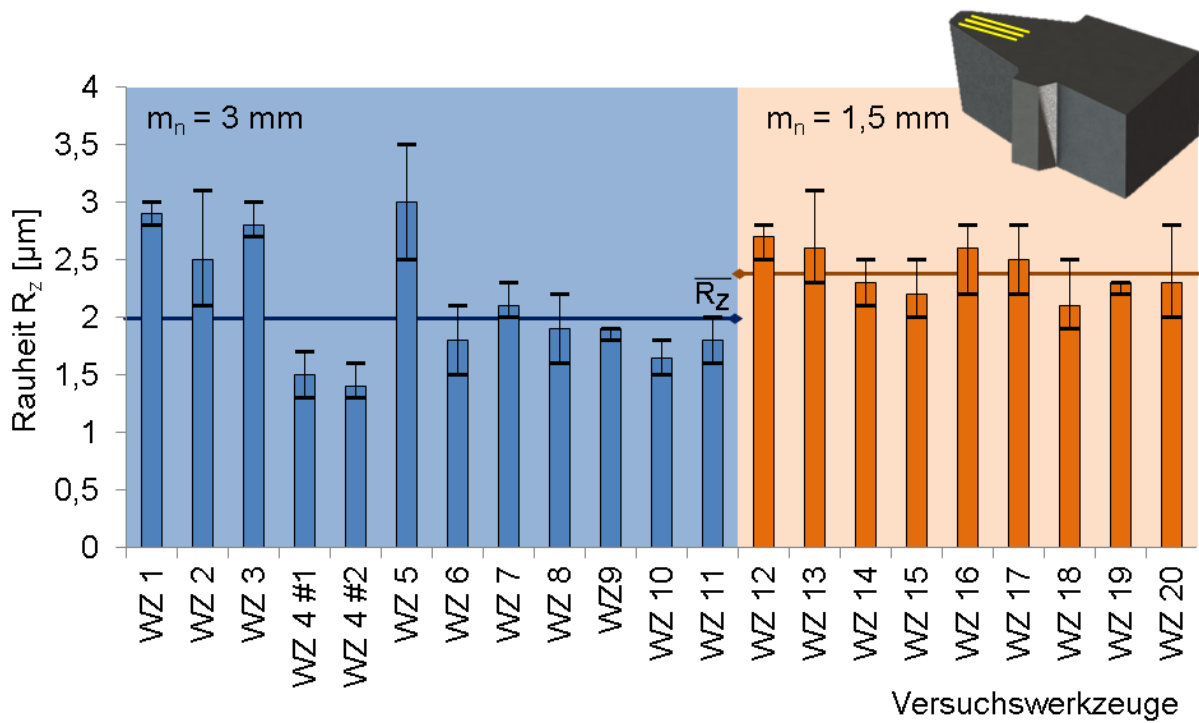
Versuchsnummer	WZ	Werkzeug											Werkstück			Prozess		
		Normalmodul m_{P0} [mm]	Zahndicke s_{P0} [mm]	Zahnhöhe h_{P0} [mm]	Zahnkopfhöhe h_{aP0} [mm]	Fußhöhe h_{fP0} [mm]	Eingriffswinkel α_{P0} [°]	Protuberanz p_{fP0} [µm]	Protowinkel α_{pP0} [°]	Kopfrundungsradius ρ_{aP0} [mm]	Fußrundungsradius ρ_{fP0} [mm]	Fräser d_{a0} [mm]	Gangzahl $z0$	Stollenzahl i	Schrägungswinkel β [°]	Zahnradbreite b [mm]	Tauchtiefe [mm]	T [mm]
1	1	3	4,71	7,80	4,20	3,60	20		0,2	0,6	100	2	18	25	30	2,4	7,2	
2	2	3	4,71	7,80	4,20	3,60	20		0,3	0,9	100	2	18	25	30	2,4	7,2	
3	3	3	4,71	7,80	4,20	3,60	20	Kopfkantenbruch	0,4 (VR)	1,181	100	2	18	25	30	2,4	7,2	
4	4	3	4,71	9,00	4,90	4,10	20		0,2	0,6	100	2	18	25	30	2,8	8,4	
5	5	3	4,71	7,80	4,20	3,60	20	120	10	0,3	0,9	2	18	25	30	2,4	7,2	
6	6	3	4,71	9,00	4,90	4,10	15		0,2	0,6	100	2	18	25	30	2,8	8,4	
7	7	3	4,71	9,00	4,90	4,10	15		0,3	0,9	100	2	18	25	30	2,8	8,4	
8	8	3	4,71	9,00	4,90	4,10	15		0,4 (VR)	1,2	100	2	18	25	30	2,8	8,4	
9	9	3	4,71	10,20	5,60	4,60	15		0,3	0,9	100	2	18	25	30	3,2	9,6	
10	1	3	4,71	7,80	4,20	3,60	20		0,2	0,6	100	2	18	0	30	2,4	7,2	
11	4	3	4,71	9,00	4,90	4,10	20		0,2	0,6	100	2	18	0	30	2,8	8,4	
12	10	3	4,71	9,00	4,90	4,10	20	120	10	0,2	0,6	2	18	0	30	2,8	8,4	
13	11	3	4,71	3,75	1,84	1,91	30		0,2	0,6	100	3	18	0	30	1,05	3,15	
14	12	1,5	2,36	3,90	2,10	1,80	20		0,2	0,3	70	3	17	25	15	2,4	3,6	
15	13	1,5	2,36	3,90	2,10	1,80	20		0,3	0,45	70	3	17	25	15	2,4	3,6	
16	14	1,5	2,36	3,90	2,10	1,80	20		0,4	0,6	70	3	17	25	15	2,4	3,6	
17	15	1,5	2,36	4,50	2,45	2,05	20		0,2	0,3	70	3	17	25	15	2,8	4,2	
18	16	1,5	2,36	4,50	2,45	2,05	15		0,2	0,3	70	3	17	25	15	2,8	4,2	
19	17	1,5	2,36	4,50	2,45	2,05	15		0,3	0,45	70	3	17	25	15	2,8	4,2	
20	18	1,5	2,36	4,50	2,45	2,05	15	60	10	0,2	0,3	70	3	17	25	15	2,8	4,2
21	19	1,5	2,36	5,10	2,80	2,30	15		0,3	0,45	70	3	17	25	15	3,2	4,8	
22	20	1,5	2,36	5,70	3,15	2,55	15		0,3	0,45	70	3	17	25	15	3,6	5,4	

Bezugsprofile Modul $m_n = 3,0$ mm

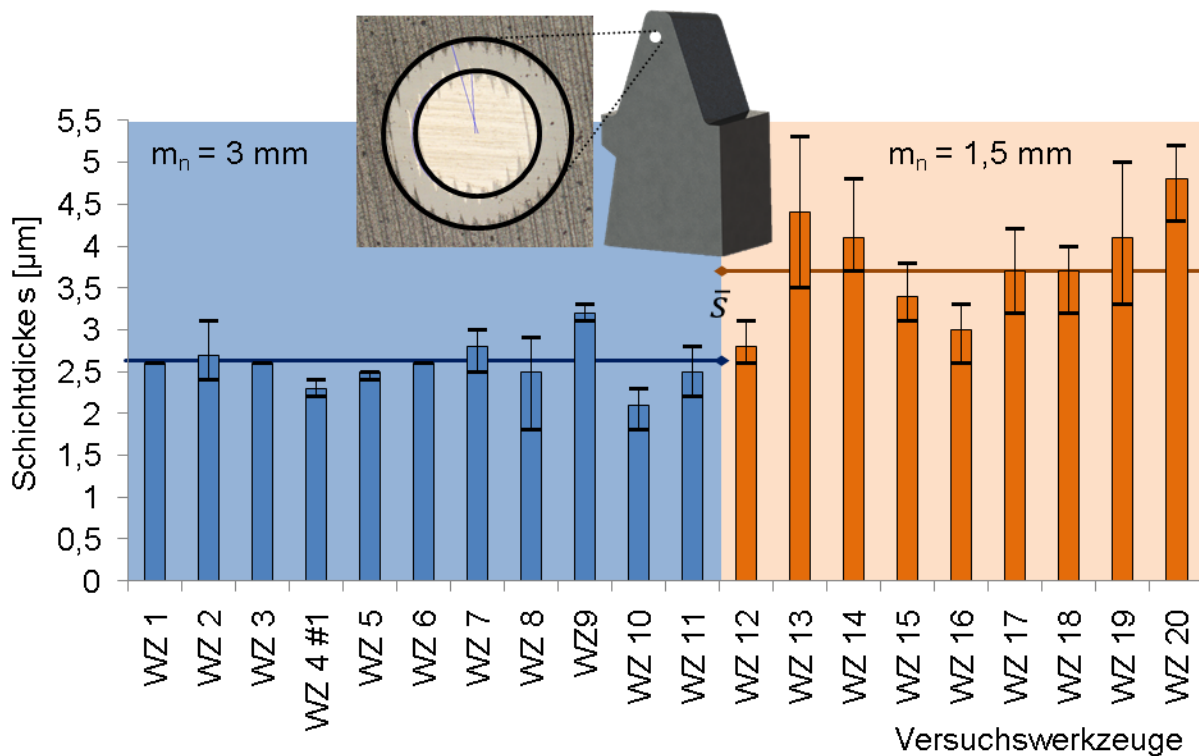
Bezugsprofile Modul $m_n = 1,5 \text{ mm}$

Werkzeug 12	Werkzeug 13	Werkzeug 14	Werkzeug 15
			
Werkzeug 16	Werkzeug 17	Werkzeug 18	Werkzeug 19
			
Werkzeug 20	<div data-bbox="1273 1167 1401 1223" style="border: 1px solid black; padding: 2px; display: inline-block;">5 mm</div>		
			

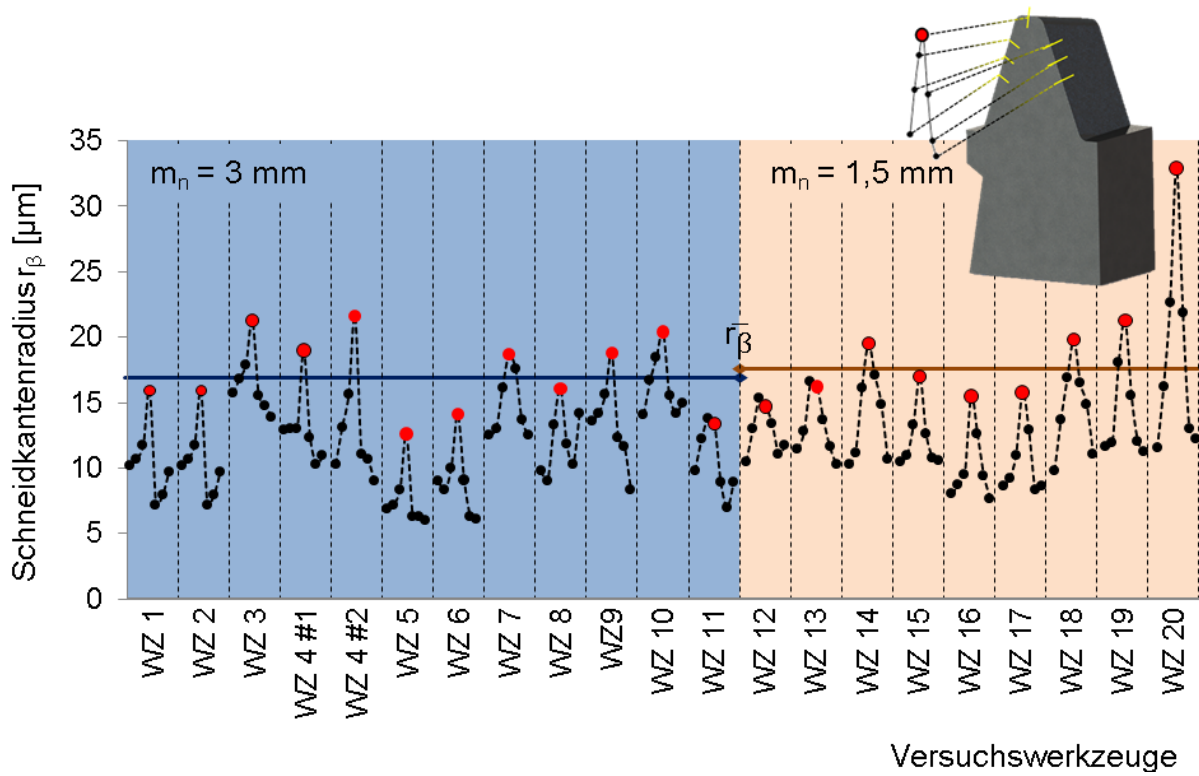
Anhang 3: Eingangsbewertung der Versuchswerkzeuge



Spanflächenrauheit der eingesetzten Versuchswerkzeuge

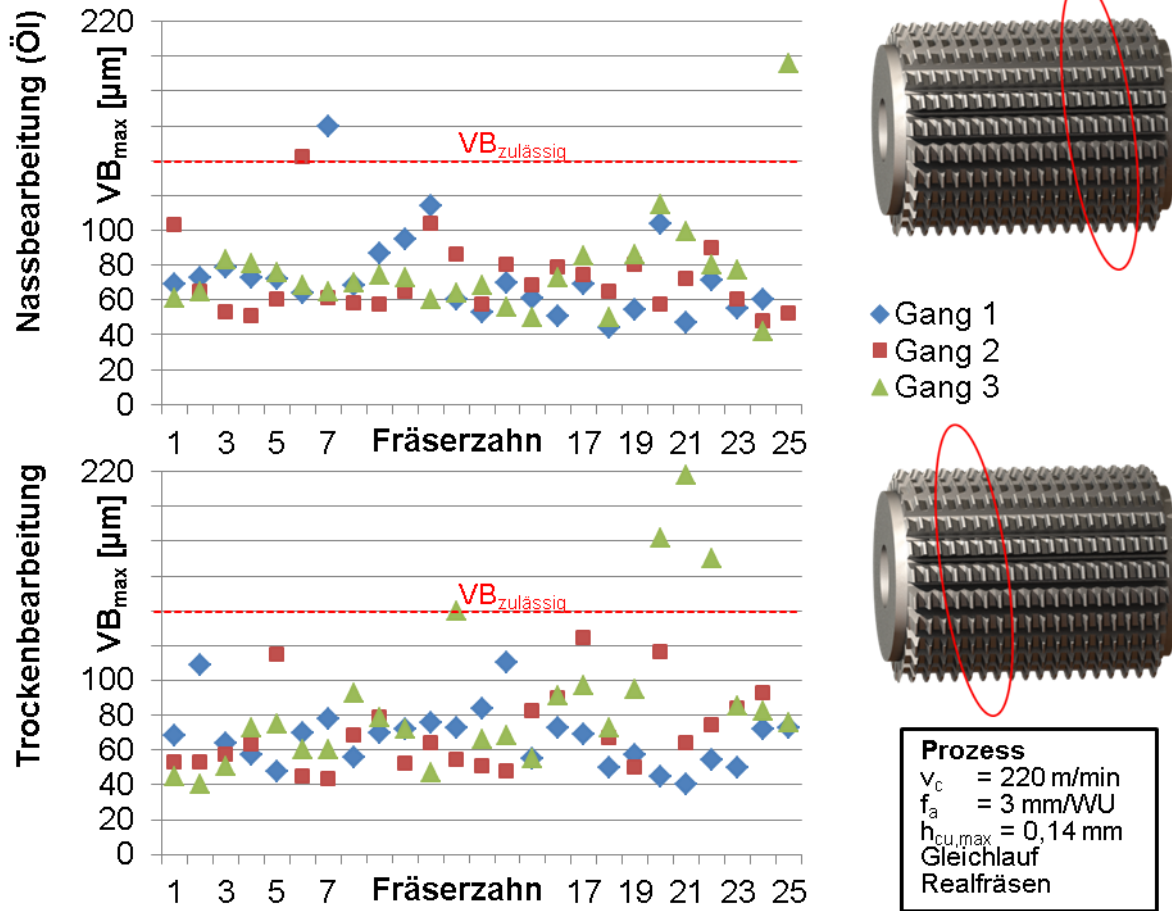


Schichtdicken der eingesetzten Versuchswerkzeuge



Schneidkantenradien der eingesetzten Versuchswerkzeuge

Anhang 4: Verschleiß des Fräasers im Realversuch



Maximaler Freiflächenverschleiß an der auslaufenden Flanke

Anhang 5: Übersicht der ermittelten Zielschnittgeschwindigkeiten

$m_n = 3,0 \text{ mm}$					
	Zielschnitt- geschwindigkeit $v_{c,10}$ [m/min]			Zielschnitt- geschwindigkeit $v_{c,10}$ [m/min]	
	$h_{cu,max} =$ 0,18 mm	$h_{cu,max} =$ 0,24 mm		$h_{cu,max} =$ 0,18 mm	$h_{cu,max} =$ 0,24 mm
Versuch 1	305	242	Versuch 8	305	260
Versuch 2	320	265	Versuch 9	268	228
Versuch 3	337	285	Versuch 10	225	220
Versuch 4	282	235	Versuch 11	195	160
Versuch 5	254	217	Versuch 12	150	140
Versuch 6	265	210	Versuch 13	350	
Versuch 7	286	245			
$m_n = 1,5 \text{ mm}$					
	Zielschnitt- geschwindigkeit $v_{c,10}$ [m/min]			Zielschnitt- geschwindigkeit $v_{c,10}$ [m/min]	
	$h_{cu,max} =$ 0,18 mm	$h_{cu,max} =$ 0,24 mm		$h_{cu,max} =$ 0,18 mm	$h_{cu,max} =$ 0,24 mm
Versuch 14	365	310	Versuch 19	338	350
Versuch 15	370	350	Versuch 20	275	279
Versuch 16	380	390	Versuch 21	330	310
Versuch 17	360	280	Versuch 22	317	240
Versuch 18	320	300			

Anhang 6: Modellierung der Zielschnittgeschwindigkeit

Varianzanalyse

Quelle	D F	Kor SS	Kor MS	F- Wert	p- Wert
Regression	9	14540 3	16155, 9	56,24	0,000
ImaxSparta	1	600	600,0	2,09	0,158
hcumaxSparta	1	35	35,2	0,12	0,729
Umformwiderstand	1	259	259,2	0,90	0,349
Konstruktiver Freiwinkel	1	1669	1669,5	5,81	0,022
Umformwiderstand*Umformwiderstand	1	186	186,3	0,65	0,427
Konstruktiver Freiwinkel*Konstruktiver Freiwinkel	1	635	634,8	2,21	0,147
ImaxSparta*hcumaxSparta	1	30	30,3	0,11	0,748
ImaxSparta*Umformwiderstand	1	826	826,2	2,88	0,100
ImaxSparta*Lückenplatzterm	1	1765	1764,7	6,14	0,019
Fehler	32	9192	287,3		
Gesamt	41	15459 5			

Zusammenfassung des Modells

S	R-Qd	R-Qd(kor)	R-Qd(prog)
16,9489	94,05%	92,38%	72,44%

Koeffizienten

Term	Koef	SE Koef	t-Wert	p-Wert	VIF
Konstante	387	122	3,16	0,003	
ImaxSparta	-6,06	4,19	-1,45	0,158	76,24
hcumaxSparta	-130	372	-0,35	0,729	25,20
Umformwiderstand	203	213	0,95	0,349	253,6
Konstruktiver Freiwinkel	38,0	15,8	2,41	0,022	22,26
Umformwiderstand*Umformwiderstand	-76,8	95,3	-0,81	0,427	95,20
Konstruktiver Freiwinkel*Konstruktiver Freiwinkel	-3,55	2,39	-1,49	0,147	22,26
ImaxSparta*hcumaxSparta	5,0	15,5	0,32	0,748	119,5
ImaxSparta*Umformwiderstand	-9,46	5,58	-1,70	0,100	80,30
LmaxSparta*Lückenplatzterm	-2,239	0,903	-2,48	0,019	1,32

Regressionsgleichung

$$\begin{aligned}
 \text{ziel} &= 387 - 6,06 \text{ lmaxSparta} - 130 \text{ hcumaxSparta} + 203 \text{ Umformwiderstand} \\
 \text{vc} &+ 38,0 \text{ Konstruktiver Freiwinkel} - \\
 &76,8 \text{ Umformwiderstand*Umformwiderstand} \\
 &- 3,55 \text{ Konstruktiver Freiwinkel*Konstruktiver Freiwinkel} \\
 &+ 5,0 \text{ lmaxSparta*hcumaxSparta} - 9,46 \text{ lmaxSparta*Umformwiderstand} \\
 &- 2,239 \text{ lmaxSparta*Lückenplatzterm}
 \end{aligned}$$

Anpassungen und Bewertung für ungewöhnliche Beobachtungen

Beob	ziel	vc	Anpassung	Resid	Std. Resid	
13	310,0		340,6	-30,6	-2,09	R
34	350,0		337,7	12,3	2,69	R X

R Großes Residuum

X Ungewöhnliches X

Anhang 7: Modellierung des Risiko-Leistungsfähigkeits-Index

Varianzanalyse

Quelle	DF	Kor SS	Kor MS	F-Wert	p-Wert
Regression	9	9,20242	1,02249	62,80	0,000
LmaxSparta	1	0,01798	0,01798	1,10	0,301
hcumaxSparta	1	0,00024	0,00024	0,01	0,904
Umformwiderstand	1	0,02186	0,02186	1,34	0,255
Konstruktiver Freiwinkel	1	0,11921	0,11921	7,32	0,011
Umformwiderstand*Umformwiderstand	1	0,01609	0,01609	0,99	0,328
Konstruktiver Freiwinkel*Konstruktiver Freiwinkel	1	0,04611	0,04611	2,83	0,102
LmaxSparta*hcumaxSparta	1	0,00001	0,00001	0,00	0,984
LmaxSparta*Umformwiderstand	1	0,05736	0,05736	3,52	0,070
LmaxSparta*Lückenplatzterm	1	0,11360	0,11360	6,98	0,013
Fehler	32	0,52098	0,01628		
Gesamt	41	9,72340			

Zusammenfassung des Modells

S	R-Qd	R-Qd(kor)	R-Qd(prog)
0,127596	94,64%	93,14%	74,38%

Koeffizienten

Term	Koef	SE Koef	t-Wert	p-Wert	VIF
Konstante	0,599	0,921	0,65	0,520	
lmaxSparta	-0,033	0,0316	-1,05	0,301	76,24
hcumaxSparta	-0,34	2,80	-0,12	0,904	25,20
Umformwiderstand	1,86	1,61	1,16	0,255	253,56
Konstruktiver Freiwinkel	0,321	0,119	2,71	0,011	22,26
Umformwiderstand*Umformwiderstand	-0,713	0,718	-0,99	0,328	95,20
Konstruktiver Freiwinkel*Konstruktiver Freiwinkel	-0,0303	0,0180	-1,68	0,102	22,26
LmaxSparta*hcumaxSparta	-0,002	0,117	-0,02	0,984	119,5
LmaxSparta*Umformwiderstand	-0,079	0,0420	-1,88	0,070	80,30
LmaxSparta*Lückenplatzterm	-0,018	0,0068	-2,64	0,013	1,32

Regressionsgleichung

$$\begin{aligned}
 \text{Klassifizierung} = & 0,599 & - 0,0332 \text{ LmaxSparta} & - 0,34 \text{ hcumaxSparta} \\
 & + 1,86 \text{ Umformwiderstand} \\
 & + 0,321 \text{ Konstruktiver Freiwinkel} & - \\
 & 0,713 \text{ Umformwiderstand*Umformwiderstand} \\
 & - 0,0303 \text{ Konstruktiver Freiwinkel*Konstruktiver Freiwinkel} \\
 & - 0,002 \text{ LmaxSparta*hcumaxSparta} & - \\
 & 0,0789 \text{ LmaxSparta*Umformwiderstand} \\
 & - 0,01796 \text{ LmaxSparta*Lückenplatzterm}
 \end{aligned}$$

Anpassungen und Bewertung für ungewöhnliche Beobachtungen

Beob	Klassifizierung	Anpassung	Resid	Std. Resid		
13	0,3600	0,6085	-0,2485	-2,25	R	
34	0,6800	0,5853	0,0947	2,75	R	X

R Großes Residuum

X Ungewöhnliches *X*

Anhang 8: Datenbasis der Kostenrechnung

Umfrageergebnis (gemittelt)

KenngroÙe	Modul $m_n = 1,5 \text{ mm}$	Modul $m_n = 3,0 \text{ mm}$
Werkzeug-Neukosten	1000 €	1200 €
Werkzeug-Instandsetzung	200 €/Aufbereitung	250 €/Aufbereitung
verzahnte Werkzeugbreite	180 mm	200 mm
Anzahl d. Nachschliffe	9	12
Maschinenstundensatz	100 €/h	125 €/h

angenommene Rahmenbedingungen

KenngroÙe		
Nebenzeit	10 s	
Korrekturfaktor Real-zu-Schlagzahn	0,45	
Fräserlänge konstanter Verschleißausprägung	180 - 20 mm	$m_n = 1,5\text{mm}$
	200 - 30 mm	$m_n = 3\text{mm}$

Anhang 9: Versuchsmaschinen

Pfauter P200

3.2 Technische Daten P 200

Werkstück	Nennmodul in Stahl mit ca. 600 N/mm ² Zugfestigkeit ... mm	5 ⁴⁾
	Durchmesser bei maximalem Fräserdurchmesser mm	200
	Kleinste fräsbare Zähnezahl	siehe Kapitel 9.3, Seite 74
Werkzeug	Wälzfräser:	
	▷ Größter zulässiger Kopfkreisdurchmesser mm	130
	▷ Größte Länge (je nach Fräserdorn-Durchmesser) mm	220
Maschine	Fräserdorne:	
	▷ Durchmesser	40
	▷ Aufnahmekegel	Steilkegel ISO 40
	Schlittenwege:	
	▷ Radial (X-Achse)	145
	▷ Tangential (Y-Achse)	200
	▷ Axial (Z-Achse)	250
	Größter Fräskopfschwenkwinkel:	
	▷ Richtung +A	35
	▷ Richtung -A	45
	Werkstücktisch:	
	▷ Außendurchmesser	160
	▷ Bohrung	63
	Gegenhalter:	
	▷ Verschiebeweg	400
	▷ Aufnahmebohrung	90
	Gesamtabmessungen der Maschine:	
	▷ Länge	6 865
	▷ Breite	2 820
▷ Höhe	3 345	
Gewicht der Maschine (etwa):		7 500

4) Richtwert in Abhängigkeit von der jeweiligen Bearbeitungsaufgabe.

Geschwindigkeiten

Vorschübe:

- ▷ Achsen X und Z mm/min 1 bis 10 000
- ▷ Y-Achse⁶⁾ mm/min

Eilgänge

- ▷ Achsen X und Z mm/min 10 000
- ▷ Y-Achse mm/min 5000

Drehzahlen:

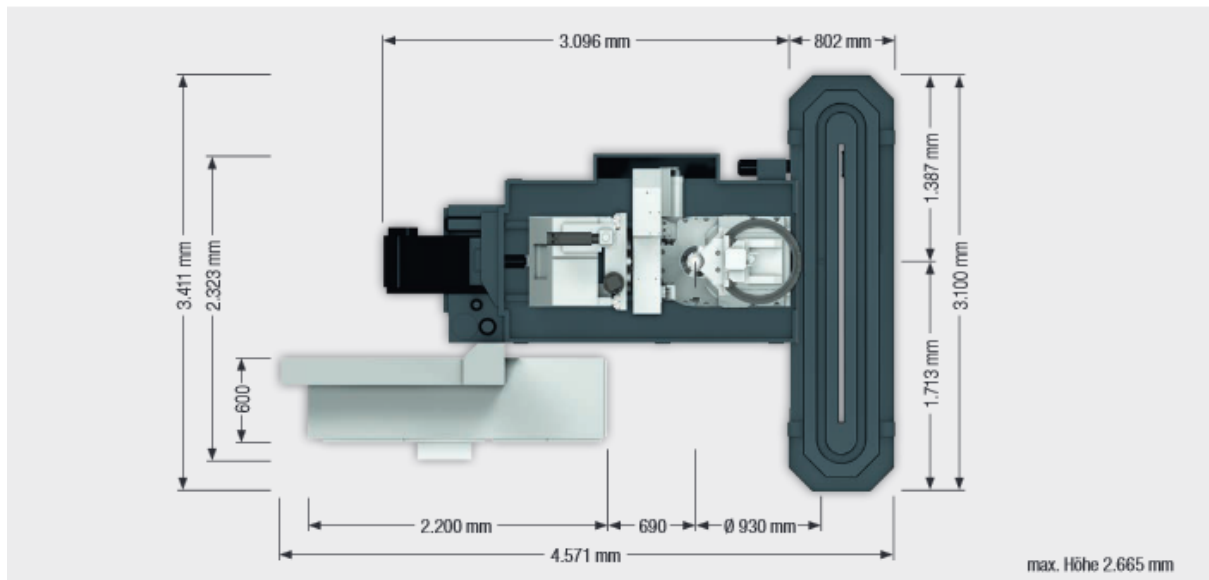
- ▷ Werkzeug min⁻¹ 150 bis 1 500
- ▷ Werkstücktisch min⁻¹ 1 bis 1 000

Elektrische Ausrüstung

- ▷ Betriebsspannung V 400
- ▷ Versorgungsspannung V 230
- ▷ Steuerspannung V 24
- ▷ Frequenz Hz 50
- ▷ Anschlußwert der Maschine kVA 48
- ▷ Kabelquerschnitt mm² 25
- ▷ Absicherung A 80

Liebherr LC180

Technische Daten



		LC 80	LC 120	LC 150	LC 180
Max. Werkstückdurchmesser	mm	80	120	150	180
Max. Nennmodul für Stahl	mm	3(5)	3(5)	3(5)	3(5)
Werkstückgewicht	kg	15	15	15	15
Max. Werkstücklänge (manuelle Beladung)	mm	-50 ... +450	-50 ... +450	-50 ... +450	-50 ... +450
Max. Frässchlittenweg	mm	250/400	250/400	250/400	250/400
Tischdurchmesser	mm	145	145	145	145
Tischdrehzahl	min ⁻¹	150/250/800	150/250/800	150/250/800	150/250/800
Antriebsleistung Tisch	kW	5,8/19,0	5,8/19,0	5,8/19,0	5,8/19,0
Achsabstand Fräser/Werkstück	min. mm max. mm	10 200	10 200	10 200	10 200
Fräskopfschwenkwinkel	Grad	± 45	± 45	± 45	± 45
Fräserdomaufnahme Hauptlager		Zylinderschaft, HSK, SK			
Max. Shiftweg	mm	180	180	180	180
Max. Fräserdurchmesser	mm	90	90	90	90
Max. Fräserlänge	mm	220	220	220	220
Max. Fräserdrehzahlen	min ⁻¹	1.000/1.500/2.000/3.000/6.000			
Antriebsleistung Fräerspindel	kW	15/23	15/23	15/23	15/23
Gewicht der Maschine mit Gegenstände	ca. kg	10.000	10.000	10.000	10.000
Gesamtanschlusswert	ca. kVA	25-35	25-35	25-35	25-35